

Análise de Enrolamentos Trifásicos com Derivações para Ajuste do Fluxo de Magnetização em Motores de Indução Trifásicos

Trabalho de projeto apresentado para a obtenção do grau de
Mestre em Automação e Comunicações em Sistemas de Energia

Autor

Tiago Luís Ferreira da Cruz

Orientador

Professor Doutor Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira

Coimbra, dezembro, 2013

AGRADECIMENTOS

Começo por expressar a minha sincera gratidão e reconhecimento ao Professor Doutor *Fernando José Teixeira Estêvão Ferreira* que, desde o início, orientou este trabalho de forma motivante e enriquecedora.

É igualmente importante o reconhecimento ao Instituto Superior de Engenharia de Coimbra e a todos os professores que direta ou indiretamente contribuíram para a minha formação académica ao longo destes anos.

Ao Instituto de Sistemas e Robótica pela disponibilização do material necessária para concluir este trabalho e, em especial, ao Engenheiro André Quintino pela colaboração dada.

À minha família, em especial aos meus pais e irmão que, desde o início me motivaram, à minha namorada, aos colegas de curso e a todas as pessoas que me estão ligadas por laços de amizade, agradeço todo o apoio nos bons e maus momentos.

A todos, muito obrigado.

RESUMO

Embora a evolução da eletrônica nas últimas décadas tenha permitido o desenvolvimento e crescimento da utilização de métodos de arranque com reguladores eletrônicos para motores de indução trifásicos com potência superior a 4 kW, o método estrela-triângulo, graças à sua fácil implementação e baixo custo continua a ser um dos mais utilizados para esta finalidade.

Neste trabalho, são propostas ligações para o arranque do motor e ajuste de fluxo de magnetização em regime de carga variável, baseadas em dois princípios distintos, nomeadamente, a alteração do fator de enrolamento e alteração do número de espiras por conjunto de bobinas mantendo o mesmo fator de enrolamento, nas ligações estrela ou triângulo, com um desempenho eletromagnético idêntico ao do convencional estrela-triângulo e igualmente com apenas seis terminais.

Nas soluções propostas, o esquema de ligação base é idêntico, isto é, as ligações de fluxo reduzido e elevado são estabelecidas através de derivações num mesmo esquema de base (estrela ou triângulo), ao contrário da metodologia estrela-triângulo, em que se dá a troca do esquema de ligação de estrela para triângulo e vice-versa, de forma a obter a relação de fluxo pretendida. Posto isto, a utilização de três contactores, típica do sistema estrela-triângulo deixa de ser necessária, sendo possível efetuar a transição entre ligações apenas com dois contactores, o que, em princípio, oferece uma redução de cerca de 1/3 no custo total do sistema e uma diminuição do número de comutações, o que poderá levar a um aumento da vida útil dos equipamentos e diminuir a necessidade de manutenção do sistema.

De forma a avaliar a viabilidade das soluções propostas, foi levada a cabo uma análise teórica, realizadas diversas simulações e conduzidos vários ensaios experimentais (vazio, com carga variável, rotor bloqueado e regime transitório).

Além da aplicação no momento do arranque do motor como forma de reduzir a corrente absorvida e o binário desenvolvido, as ligações propostas podem ser ainda utilizadas em aplicações de carga variável e velocidade fixa, de forma a melhorar o rendimento, particularmente em motores que operam na maioria do tempo com cargas baixas e, esporadicamente, necessitam de responder a valores de carga próximos da nominal.

Palavras-chave: Motor de Indução, Ajuste de Fluxo de Magnetização, Enrolamentos Trifásicos com Derivações, Métodos de Arranque, Projeto de Enrolamentos Estatóricos

ABSTRACT

Although the evolution of electronics in last decades has led to a development and growth of the use of soft-starters in induction motors, the star-delta (or wye-delta) starter is one of the most used methods to start a motor, due to the easy implementation and lower cost in comparison with the others.

In this work, a starting method with a similar electromagnetic performance of the conventional star-delta arrangement and a flux adjustment under variable load to optimize motor efficiency, are proposed. The proposed solutions are based on the winding factor change or on combination of series-connected per-phase separate circuits sharing the same slot position in stator winding, and as the star-delta method with only six terminals.

In this six-terminal tapped-delta or tapped-star stator windings, unlike the star-delta method, the original winding is always the same, and the different levels of flux are obtained connecting the voltage supply to different positions in the proposed arrangement. Due to this fact, the proposed solution needs only two contactors (instead of the three used in star-delta) to change the connections between them, which offers a saving of roughly 1/3 of the conventional star-delta system cost.

In order to evaluate the proposed solutions, a theoretical analysis, simulations, and experiments (no load, with variable load, locked rotor and transient), have been performed

The use of the proposed windings can also be applied in fixed-speed variable-load motors, in order to improve their efficiency and power factor, particularly if they operate long periods with a low load and short periods with load close to the nominal.

Keywords: Induction Motor, Magnetizing Flux Adjustment, Three-Phase Tapped Windings, Starting Methods, Stator Windings Design

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO.....	17
1.1. Enquadramento.....	17
1.2. Estrutura	19
2. PRINCÍPIOS TEÓRICOS.....	21
2.1. Princípios Eletromagnéticos.....	21
2.2. Rendimento, Fator de Potência e Carga	27
3. MÉTODOS DE ARRANQUE PARA MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS.....	29
3.1. Arranque direto	30
3.2. Arranque Estrela-Triângulo.....	31
3.3. Arranque com Autotransformador	34
3.4. Arrancadores Suaves	36
4. ANÁLISE TEÓRICA	39
5. CASOS DE ESTUDO	43
5.1. Análise Teórica	44
5.2. Simulação	55
6. ENSAIOS EXPERIMENTAIS	75
6.1. Descrição do Sistema	75
6.2. Ensaio em Vazio	78
6.3. Ensaio com Carga Variável	100
6.4. Ensaio com Rotor Bloqueado	118
6.5. Ensaio em Regime transitório.....	120
7. CONCLUSÃO	133
7.1. Síntese do Trabalho	133
7.2. Considerações Finais e Trabalhos Futuros	135
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	137
ANEXOS	141
ANEXO I – Modelos de Simulink utilizados nas simulações	142
ANEXO II - Datasheet do MIT de 3kW	144
ANEXO III – Datasheet do MIT de 4kW	145
ANEXO IV - Esquema da plataforma utilizada.....	146

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 - Fator de carga por potência, para os setores industrial e terciário, na União Europeia, ano 2000 [2].	18
Figura 1.2 - Exemplo de variação de carga de um motor de 33.3% para 100%.	18
Figura 2.1- Tensão induzida resultante num enrolamento de passo completo, sobre cada polo [6].	22
Figura 2.2 – Representação do fluxo produzido por um enrolamento de uma única bobina com passo completo [22].	23
Figura 2.3 - FMM produzida no entreferro pelo enrolamento descrito [22].	24
Figura 3.1 - Formas de onda para arranque direto (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão.	31
Figura 3.2 - (a) Esquema típico da ligação Y- Δ e (b) fotografia do sistema de contactores [27].	32
Figura 3.3 - Formas de onda para arranque Y- Δ (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão de fase.	34
Figura 3.4 - Esquema do método de arranque com autotransformador [23].	34
Figura 3.5 - Formas de onda para arranque com autotransformador (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente no primário (d) da corrente no secundário (e) da tensão.	36
Figura 3.6 - Esquema da ligação para arranque com arrancador suave de 6 tirístores (Estrela e Triângulo) [23].	37
Figura 3.7 - Fotografia de arrancador suave [28].	37
Figura 3.8 - Formas de onda para arranque com arrancador suave (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão de linha.	38
Figura 4.1 - Diagrama com as ligações dos enrolamentos por fase para configuração (a) convencional (b) proposta para ligação em triângulo (c) proposta para ligação em estrela	39
Figura 5.1 – Esquema de ligação do caso A	45
Figura 5.2 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) A- Δ 1 e (b) A- Δ 3	45
Figura 5.3 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) A- Δ 1 e (b) A- Δ 4	46
Figura 5.4 - Esquema de ligação do caso B	47
Figura 5.5 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) B-Y1 (b) B-Y3	47
Figura 5.6 - Esquema de ligação do caso C	48
Figura 5.7 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) C- Δ 1 (b) C- Δ 3	49
Figura 5.8 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) C- Δ 1 (b) C- Δ 4	50
Figura 5.9 - Esquema de ligação do caso D	51
Figura 5.10 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) D-Y1 (b) D-Y3	52
Figura 5.11 - Esquema de ligação do caso E	53
Figura 5.12 - Esquema de ligação do caso F	54
Figura 5.13 - Forma de onda da FMM no entreferro para a ligação em estrela	56
Figura 5.14 - Forma de onda da FMM no entreferro para a ligação em triângulo	57
Figura 5.15 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A- Δ 1	58
Figura 5.16 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A- Δ 3	59
Figura 5.17 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A- Δ 4	60
Figura 5.18 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso B-Y1	61
Figura 5.19 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso B-Y3	62

Figura 5.20 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- Δ 1	63
Figura 5.21 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- Δ 3	64
Figura 5.22 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- Δ 4	65
Figura 5.23 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso D-Y1	66
Figura 5.24 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso D-Y3	67
Figura 5.25 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso E- Δ 1	68
Figura 5.26 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso E- Δ 3	69
Figura 5.27 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso F-Y1	70
Figura 5.28 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso F-Y3	71
Figura 6.1 – Bancada de testes utilizado no ISEC	76
Figura 6.2 - Bancada de testes utilizada no ISR	77
Figura 6.3 - Sistema utilizado para alterar as ligações nos enrolamentos estatóricos	77
Figura 6.4 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para a ligação em estrela	79
Figura 6.5 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para a ligação em triângulo	80
Figura 6.6 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso de referência	80
Figura 6.7 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A- Δ 1	81
Figura 6.8 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A- Δ 3	82
Figura 6.9 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A- Δ 4	83
Figura 6.10 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso A	83
Figura 6.11 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso B-Y1	84
Figura 6.12 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso B-Y3	85
Figura 6.13 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso B	86
Figura 6.14 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C- Δ 1	87
Figura 6.15 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C- Δ 3	88
Figura 6.16 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C- Δ 4	89
Figura 6.17 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso C	89
Figura 6.18 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso D-Y1	90
Figura 6.19 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso D-Y3	91
Figura 6.20 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso D	92
Figura 6.21 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso E- Δ 1	93
Figura 6.22 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso E- Δ 3	94
Figura 6.23 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso E	94
Figura 6.24 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso F-Y1	95
Figura 6.25 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso F-Y3	96
Figura 6.26 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso F	97
Figura 6.27 - Resultados experimentais para o caso de referência a 400 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura e (h) Velocidade/Binário (1pu=3999W)	102

Figura 6.28 - Resultados experimentais para o caso A a 226.3V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu=2130 W)	104
Figura 6.29 - Resultados experimentais para o caso A a 306.9 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=3095W)	106
Figura 6.30 - Resultados experimentais para o caso C a 226.3 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu= 2245 W)	108
Figura 6.31 - Resultados experimentais para o caso C a 306.9V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=3055W)	110
Figura 6.32 - Resultados experimentais para o caso D a 391.9 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=2086W)	111
Figura 6.33 - Resultados experimentais para o caso E a 200 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu= 2003 W)	113
Figura 6.34 - Resultados experimentais para o caso F a 346.4 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu= 2048 W)	115
Figura 6.35 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso de referência, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) corrente de linha com KT1 (1pu=400V/1.161A)	121
Figura 6.36 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso de referência, a 1000W da (a) tensão de linha com KT1 (b) corrente de linha com KT1 (1pu=400V/1.161A)	122
Figura 6.37 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso A, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=350V/3.235A)..	123
Figura 6.38 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso A, a 1500W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=350V/3.235A)..	124
Figura 6.39 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso E, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=200V/2.715A)..	125
Figura 6.40 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso E, a 750W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=200V/2.715A)..	126
Figura 6.41 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso F, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=346.4V/1A)	127
Figura 6.42 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso F, a 750 W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=346.4V/1A)	128
Figura 6.43 - Gráfico de barras representativo das relações obtidas entre o I_{\max} e o I_0 para cada um dos casos, em vazio	130
Figura 6.44 - Gráfico de barras representativo das relações obtidas entre o I_{\max} e o I_0 para cada um dos casos, em carga	130

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 - Corrente máxima de arranque para motores alimentados diretamente pela rede de distribuição [26].	29
Tabela 4.1 - Sequência para arranque Y- Δ .	41
Tabela 4.2 - Sequência para arranque com solução proposta	41
Tabela 5.1 - Nome e descrição dos casos de estudo	44
Tabela 5.2 – Tabela comparativa entre os valores obtidos a partir da simulação dos casos propostos	72
Tabela 6.1 - Relações de fluxo, percentagens de componentes harmónicas espaciais e velocidade para os ensaios em vazio	98
Tabela 6.2 – Parâmetros obtidos para os casos em que o motor arrancou normalmente, em vazio	98
Tabela 6.3 - Parâmetros máximos e mínimos para cada um dos ensaios com carga variável	116
Tabela 6.4 - Relações referentes ao binário e fluxo para cada um dos ensaios com carga variável	116
Tabela 6.5 - Dados obtidos no ensaio de rotor bloqueado.	119
Tabela 6.6 - Relações obtidas entre as impedâncias, o binário e a corrente, nos ensaios com rotor bloqueado..	119
Tabela 6.7 - Resultados obtidos para os valores de corrente máximos, nos ensaios em vazio e carga, em regime transitório	129

SIMBOLOGIA

Símbolo	Nome	Unidade
Δ	Ligação dos enrolamentos estatóricos em triângulo	--
B	Densidade de fluxo magnético	T
E	Força eletromotriz	V
f	Frequência	Hz
I	Corrente	A
K	Fator/ Constante	--
l	Comprimento	m
N	Número de espiras	--
n	Velocidade	rpm
p	Par de polos	--
P	Potência	W
Q	Potência reativa	var
q	Número de bobinas/fase/polo	--
r	Raio	m
S	Potência aparente	VA
T	Binário	N.m
t	Tempo	s
U	Tensão	V
Y	Ligação dos enrolamentos estatóricos em estrela	--
Z	Impedância	Ω
η	Rendimento	--
λ	Fator de potência	--
σ	Fator de distorção	--
Ψ	Fluxo encadeado	Wb
ω	Velocidade angular	rad/s
Φ	Fluxo magnético	Wb
\mathcal{F}	Força magnetomotriz	A.e
\mathcal{R}	Relutância magnética	A.e/Wb
ξ	Número de ranhuras do estator	--

ACRÓNIMOS

Acrónimo	Nome
CA	Corrente Alternada
CC	Corrente Contínua
FMM	Força Magnetomotriz
ISEC	Instituto Superior de Engenharia de Coimbra
ISR	Instituto de Sistemas e Robótica
KT	Contactora
MIT	Motor de Indução Trifásico

SUBSCRITOS

Subscritos	Significado
$\Delta 1$	Referente à ligação em triângulo, alimentada aos terminais U1-V1-W1
$\Delta 3$	Referente à ligação em triângulo, alimentada aos terminais U3-V3-W3
$\Delta 4$	Referente à ligação em triângulo, alimentada aos terminais U4-V4-W4
0	Relativo ao vazio
1	Relativo à componente fundamental
a,b,c	Relativo às fases A,B e C, respetivamente
bob	Relativo à bobina
dist	Relativo à distribuição
ele	Relativo a elétrico(a)
enc	Relativo ao encurtamento
enr	Relativo ao enrolamento
est	Relativo ao estator
f	Relativo à fase
g	Relativo ao entreferro
l	Relativo à linha
max	Relativo a máximo (a)
mec	Relativo a mecânico (a)
n	Relativo à ordem do harmónico
N	Relativo a nominal
perdas	Relativo às perdas
r	Relativo ao rotor
rb	Relativo ao rotor bloqueado
Y1	Referente à ligação em estrela, alimentada aos terminais U1-V1-W1
Y3	Referente à ligação em estrela, alimentada aos terminais U3-V3-W3

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

As aplicações elétricas de força motriz representam cerca de metade do total de energia elétrica consumida mundialmente. Cerca de 65% dessa energia é consumida no setor industrial e 35% no setor terciário [1] [2].

Pelo facto dos motores de indução trifásicos serem de simples construção, baixo custo de fabrico, elevada robustez e fácil manutenção, encontram-se presentes na maioria das aplicações de força motriz do setor industrial [1] [2] [3] [4] [5].

Devido à sua clara dominância em aplicações nos sectores industrial e terciário, este trabalho refere-se particularmente aos motores de indução trifásicos com rotor em gaiola de esquilo.

A grande percentagem de força motriz no consumo energético mundial acarreta algumas preocupações ao nível dos possíveis desequilíbrios causados pelos mesmos no sistema.

Durante o arranque, um motor, caso arranque diretamente ligado à linha pode produzir uma corrente seis a oito vezes superior à nominal, o que poderá causar a sobrecarga do sistema de distribuição e, a longo prazo, traduzir-se em danos nos enrolamentos do motor e impacto mecânico [6] [7]. Existem vários métodos que permitem combater este género de problemas, tais como arranque com autotransformador, com a ligação estrela-triângulo, com arrancadores suaves e com variadores eletrónicos de velocidade, que se encontram analisados no Capítulo 3.

Outro fator de elevada importância é o facto de grande parte destes motores operarem com cargas abaixo da nominal, quando acionam por exemplo bombas, ventiladores, compressores, misturadores e sistemas de transporte de objetos e pessoas. Na União Europeia, o fator de carga médio para os motores de indução, no sector industrial e terciário, é inferior a 60% (Figura 1.1), no entanto, em algumas aplicações, este fator pode ser inferior a 25% [2] [8] [9]. Estas situações poderão traduzir-se na redução da eficiência e do fator de potência do motor podendo, em alguns casos, serem significativamente reduzidos [10].

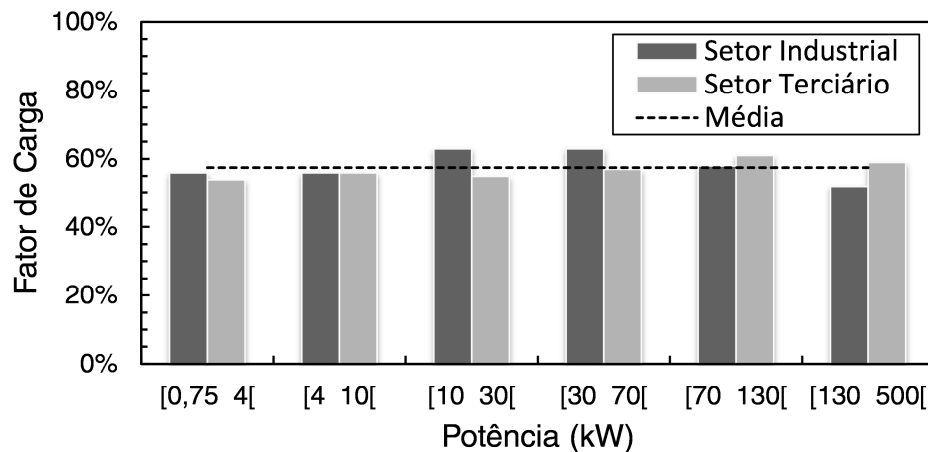


Figura 1.1 - Fator de carga por potência, para os setores industrial e terciário, na União Europeia, ano 2000 [2].

Em períodos de funcionamento de baixa carga, o desempenho do motor pode ser melhorado em termos de rendimento e fator de potência, se o fluxo de magnetização estiver devidamente regulado, o que poderá ser feito, entre outros métodos, pela mudança do modo de ligação do enrolamento do estator e consequente adaptação do fluxo de magnetização que pode ser ainda utilizada no arranque do motor, permitindo um ajuste da corrente e do binário produzido.

Na figura seguinte, podemos observar a variação de carga típica que este trabalho se propõe estudar.

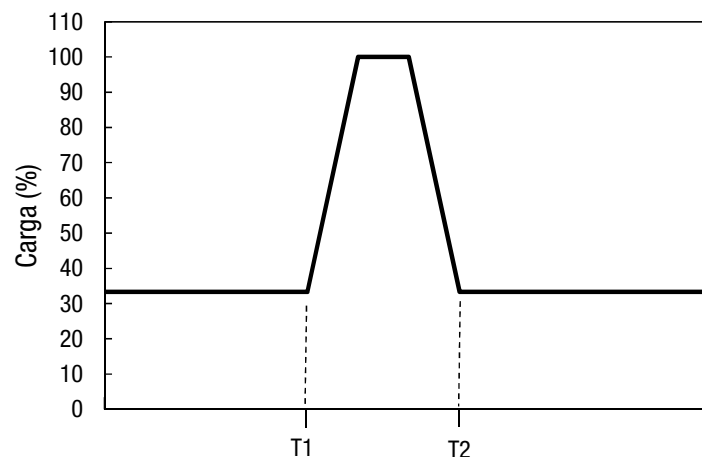


Figura 1.2 - Exemplo de variação de carga de um motor de 33.3% para 100%.

Para um motor que se encontre a trabalhar a 1/3 da sua carga nominal na maioria do tempo e que necessite de, em determinados momentos responder de forma rápida e sem variação significativa de velocidade a um pico de carga (instante T1) e, de seguida, voltar a

1/3 da carga (instante T2), é necessário utilizar uma metodologia de controlo que o permita fazer de forma suave e sem desgaste para o motor.

Um exemplo deste tipo de sistema poderá ser o de uma passadeira de um sistema de extração de pedra uma vez que, na maior parte do tempo, opera com valores de carga bastante abaixo da nominal mas que poderá ter de responder a um aumento repentino de carga causado pelo aparecimento de um objeto de tamanho superior, o que poderá resultar num aumento do deslizamento do motor e possível paragem.

Neste trabalho, são propostas ligações que pretendem mitigar os problemas supramencionados e, como tal, nele ressaltam duas finalidades: a primeira consiste em conseguir replicar o desempenho eletromagnético da ligação estrela-triângulo no momento do arranque; a segunda na análise da viabilidade do ajuste do fluxo de magnetização, de forma a aumentar o rendimento para motores com fator de carga baixo. Uma das vantagens do método proposto é a possibilidade de efetuar a transição entre ligações com apenas dois contactores, ao invés dos típicos três contactores utilizados na ligação estrela-triângulo, o que reduzirá o preço final da aplicação.

Este tema tem sido alvo de análise ao longo das últimas décadas como se pode comprovar nos artigos de Ferreira [9] [10], Cistelecan [11] [12], Stermecki [13], e Alger [14], e nas patentes de Ghosh [15] [16], Uuskoski [17], Kaumann [18] e Gjota [19].

1.2. Estrutura

A principal temática deste trabalho é a adaptação do fluxo de magnetização consoante a carga aplicada ao motor e a obtenção de uma ligação capaz de replicar o método estrela-triângulo.

Este trabalho encontra-se dividido em sete capítulos, sendo que no primeiro é feito o enquadramento do tema em estudo, de forma a enquadrar o leitor no problema e soluções propostas.

No capítulo 2, são abordados alguns conceitos básicos relacionados com os motores de indução trifásicos que poderão ser bastante úteis na compreensão das soluções propostas neste trabalho.

No capítulo 3, são explicados e simulados os vários métodos para o arranque de motores de indução trifásicos, uma vez que são parte integrante do problema encontrado.

No capítulo 4, é analisada de forma teórica o problema e as soluções propostas, revelando as relações entre variáveis que se encontram por detrás das soluções propostas, bem como a explicação das mesmas.

No capítulo 5, são apresentados os casos estudados. Numa primeira parte é levada a cabo a análise teórica através do cálculo da relação entre o fluxo produzido pelos casos propostos, a sua representação fasorial e representação do esquema do enrolamento estatórico. Na segunda metade é representada a simulação da força magnetomotriz dos casos propostos, de forma a corroborar as relações anteriormente calculadas.

O capítulo 6 contém a apresentação da bancada de ensaios, da metodologia utilizada para a aquisição de dados, e os dados obtidos nos ensaios em vazio, com carga variável, com rotor bloqueado e em regime transitório.

No último capítulo são discutidos os resultados práticos obtidos, retiradas as conclusões gerais e propostos trabalhos futuros.

2. PRINCÍPIOS TEÓRICOS

2.1. Princípios Eletromagnéticos

A tensão induzida e binário desenvolvido de uma máquina elétrica está dependente da quantidade de fluxo produzido por polo. Quando a distribuição da densidade de fluxo é conhecida, é possível determinar o fluxo por polo, integrando-a sobre a área do polo. Considerando uma densidade de fluxo sobre dois polos igual a $B \cdot \cos(\theta_{ele})$, o fluxo por polo vem [6]:

$$\begin{aligned}\Phi_{polo} &= \frac{2}{p} \cdot B \cdot l \cdot r \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \cos(\theta_{ele}) d\theta_{ele} \\ &= \frac{4}{p} \cdot B \cdot l \cdot r ,\end{aligned}\tag{2.1}$$

onde p é o número de pares de polo, l é o comprimento efetivo da área do polo, r o raio do entreferro e $\pi/2$ e $-\pi/2$ o intervalo angular da largura do polo em radianos elétricos.

Para um bobina de N espiras, o fluxo encadeado pode ser expresso em por [20] [21]:

$$\Psi = N \cdot \Phi\tag{2.2}$$

A tensão induzida na bobina é dada por [20] [21]:

$$e = - \frac{d\Psi(t)}{dt} = -N \cdot \frac{d\Phi(t)}{dt}\tag{2.3}$$

O valor eficaz das tensões de ordem n induzidas nos enrolamentos de cada fase é dado por [6] [20] [21] [22] [23]:

$$E_{rmsn} = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot K_{enrn} \cdot N_f \cdot f_n \cdot \Phi_n ,\tag{2.4}$$

sendo N , K_{enr_n} , f_n e Φ_n , o número de espiras em série por fase, o fator de enrolamento, frequência e fluxo por polo e fase do harmónico de ordem n , respetivamente.

O fator de enrolamento (K_{enr}) é uma grandeza que traduz a distribuição e passo das bobinas no estator e que influência de igual forma as forças eletromotrizes e as forças magnetomotrizes. Matematicamente o fator de enrolamento, K_{enr} é igual ao produto entre o fator de encurtamentos K_{enc} e o fator de distribuição K_{dist} [6] [22] [20]:

$$K_{enr} = K_{dist} \cdot K_{enc} \quad (2.5)$$

Para uma avaliação mais pragmática da tensão induzida de um enrolamento, interessa apenas considerar o harmónico fundamental da tensão ($n=1$), calculado através do fator de enrolamento fundamental. No entanto, deve-se projetar sempre o enrolamento de modo a garantir que os harmónicos de ordem superior à fundamental sejam o mais reduzidas possível.

Os enrolamentos de uma máquina de corrente alternada consistem na disposição em série e/ou paralelo de mais do que uma bobina sobre um par de polos diferente. Dentro de cada região do par de polos, as bobinas são distribuídas sobre várias ranhuras. Tal como descrito na Figura 2.1, a componente de tensão induzida em cada bobina do enrolamento, encontra desfasada da bobina adjacente pelo ângulo entre bobinas, α_{bob}^{ele} ¹, que diz respeito ao ângulo existente entre duas bobinas adjacentes.

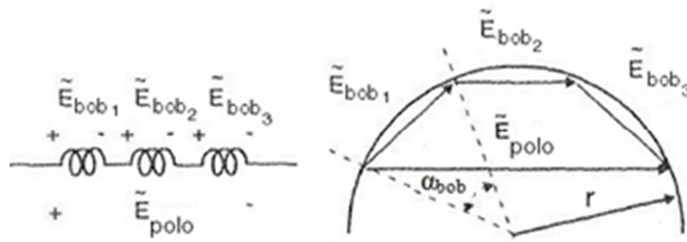


Figura 2.1- Tensão induzida resultante num enrolamento de passo completo, sobre cada polo [6].

O fator de distribuição é definido pela razão existente entre a resultante da tensão induzida nas bobinas distribuídas e a resultante da tensão induzida caso as bobinas se encontrassem concentradas na mesma localização [6] [22] [20]:

$$K_{dist} \triangleq \frac{|E_{polo}|}{\sum_i |E_{bob_i}|} \quad (2.6)$$

¹ $\alpha_{bob}^{ele} = \frac{p \cdot 360}{\xi}$, onde ξ é o número de ranhuras do estator.

Para um enrolamento com q bobinas/fase/polo, $|E_{polo}| = 2.r.\sin(q.\alpha_{bob}^{ele}/2)$ e $|E_{bobi}| = 2.r.\sin(\alpha_{bob}^{ele}/2)$, o fator de distribuição é:

$$K_{dist} = \frac{\sin(q.\alpha_{bob}^{ele}/2)}{q.\sin(\alpha_{bob}^{ele}/2)} \quad (2.7)$$

O fator de encurtamento é relativo ao facto de alguns enrolamentos não utilizarem passo completo, isto é, utilizam bobinas com largura inferior a um passo polar. O encurtamento de passo pode ser utilizado em alguns casos na redução de certos harmónicos. Este fator é definido pela relação entre a tensão induzida resultante numa bobina com passo encurtado, e a sua resultante com passo completo [6].

Com tensões induzidas sinusoidais, a tensão em cada bobina é a soma fasorial da tensão nas suas extremidades, e como tal, para uma bobina a , $\tilde{E}_{bob_a} = \tilde{E}_a + \tilde{E}_{-a}$, onde $|\tilde{E}_a| = |\tilde{E}_{-a}|$, o fator de encurtamento é:

$$K_{enc} = \frac{\tilde{E}_{bob_a}}{2.|\tilde{E}_a|} \quad (2.8)$$

A maioria dos motores possui enrolamentos distribuídos, isto é, que se estendem por diversas ranhuras ao redor da periferia do entreferro. É possível analisar os enrolamentos distribuídos através da análise de um enrolamento de uma única bobina de N espiras, compreendendo 180° eléctricos (passo completo), tal como o da Figura 2.2.

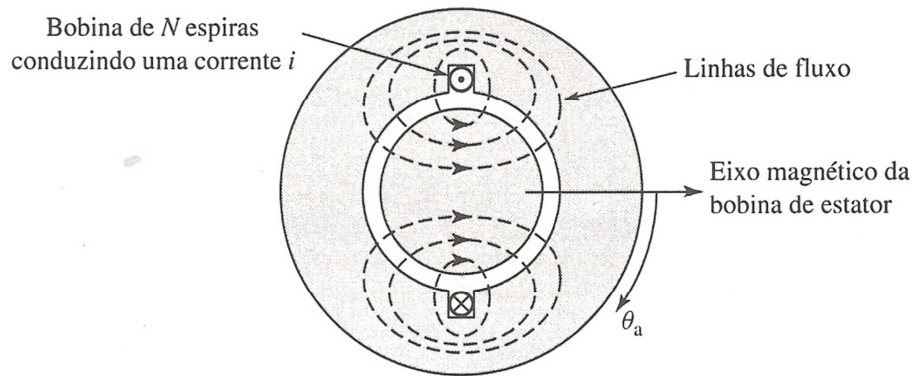


Figura 2.2 – Representação do fluxo produzido por um enrolamento de uma única bobina com passo completo [22].

Ao longo de qualquer um dos caminhos fechados representados pelas linhas de fluxo da figura anterior, a força magnetomotriz é igual a $N.i$ [6] [22].

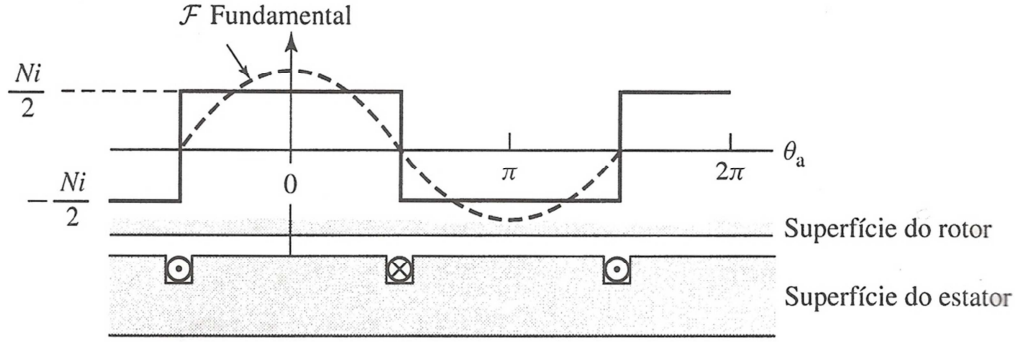


Figura 2.3 - FMM produzida no entreferro pelo enrolamento descrito [22]

A forma de onda retangular da FMM no entreferro para o enrolamento de dois polos e passo completo da Figura 2.3 pode ser decomposta através de uma série de Fourier, de forma a obter a componente fundamental [20] [22] :

$$\mathcal{F}_{a_{g1}} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot i}{2} \cdot \cos(\theta_a), \quad (2.9)$$

onde θ_a é o ângulo espacial medido em relação ao eixo magnético do estator, tal como se pode observar na Figura 2.2.

Para um enrolamento distribuído de múltiplos polos, tendo N espiras por fase em série, a componente fundamental da FMM no entreferro vem [22]:

$$\mathcal{F}_{a_{g1}} = \frac{4}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{enr} \cdot N_f}{2 \cdot p} \right) \cdot i_{enr} \cdot \cos(p \cdot \theta_a) \quad (2.10)$$

Considerando que o enrolamento descrito é excitado por uma corrente, $i_{enr} = I_{enr} \cdot \cos(\omega_{ele} \cdot t)$, que varia sinusoidalmente no tempo com uma frequência ω_{ele} , a distribuição da FMM é [22]:

$$\mathcal{F}_{a_{g1}} = \frac{4}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{enr} \cdot N_f}{2 \cdot p} \right) \cdot I_{enr} \cdot \cos(\omega_{ele} \cdot t) \cdot \cos(p \cdot \theta_a) \quad (2.11)$$

Para uma amplitude máxima da onda de, $\mathcal{F}_{max} = \frac{4}{\pi} \cdot \left(\frac{K_{enr} \cdot N_f}{2 \cdot p} \right) \cdot I_{enr}$ e trocando $p \cdot \theta_a$ por θ_a^{ele} , a equação (2.28), pode ser reescrita da forma [22]:

$$\mathcal{F}_{a_{g1}} = \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele}) \cdot \cos(\omega_{ele} \cdot t) \quad (2.12)$$

Utilizando uma identidade trigonométrica comum² é possível escrever a equação anterior como [22]:

$$\mathcal{F}_{a_{g1}} = \mathcal{F}_{max} \cdot \left[\frac{1}{2} \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) + \frac{1}{2} \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t) \right] \quad (2.13)$$

A equação (2.13) permite mostrar que a FMM de um enrolamento pode ser decomposta em duas ondas girantes de FMM, cada uma com amplitude igual a metade da amplitude máxima, uma deslocando-se no sentido $+\theta_a$ e outra no sentido $-\theta_a$.

$$\mathcal{F}_{a_{g1}}^+ = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.14)$$

$$\mathcal{F}_{a_{g1}}^- = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.15)$$

Num sistema de tensões trifásicas, a FMM total é a soma das contribuições de cada uma das fases. Considerando 3 correntes, i_a , i_b , i_c , desfasadas entre si 120° ³, para a fase A as componentes fundamentais da FMM no entreferro vêm [22]:

$$\mathcal{F}_{a_{g1}}^+ = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.16)$$

$$\mathcal{F}_{a_{g1}}^- = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.17)$$

² $\cos \alpha \cdot \cos \beta = \frac{1}{2} \cos(\alpha - \beta) + \frac{1}{2} \cos(\alpha + \beta)$

³ $i_a = I_{max} \cdot \cos(\omega \cdot t)$
 $i_b = I_{max} \cdot \cos(\omega \cdot t - 120^\circ)$
 $i_c = I_{max} \cdot \cos(\omega \cdot t + 120^\circ)$

Para a fase B:

$$\mathcal{F}_{b\ g1}^+ = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.18)$$

$$\mathcal{F}_{b\ g1}^- = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t + 120^\circ) \quad (2.19)$$

Para a fase C:

$$\mathcal{F}_{c\ g1}^+ = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.20)$$

$$\mathcal{F}_{c\ g1}^- = \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t - 120^\circ) \quad (2.21)$$

A componente fundamental da FMM total no entreferro é a soma das contribuições de cada uma das fases [22]:

$$\mathcal{F}_{g1} = \mathcal{F}_{a\ g1} + \mathcal{F}_{b\ g1} + \mathcal{F}_{c\ g1} \quad (2.22)$$

$$= \mathcal{F}_{a\ g1}^+ + \mathcal{F}_{a\ g1}^- + \mathcal{F}_{b\ g1}^+ + \mathcal{F}_{b\ g1}^- + \mathcal{F}_{c\ g1}^+ + \mathcal{F}_{c\ g1}^-$$

A soma anterior pode ser realizada separando as formas de onda progressivas positivas e negativas. A soma das componentes negativas vem [22]:

$$\mathcal{F}_{g1}^- = \mathcal{F}_{a\ g1}^- + \mathcal{F}_{b\ g1}^- + \mathcal{F}_{c\ g1}^- \quad (2.23)$$

$$= \frac{1}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot [\cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t) + \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t - 120^\circ) + \cos(\theta_a^{ele} + \omega_{ele} \cdot t + 120^\circ)]$$

$$= 0$$

A soma das componentes positivas é igual a [22]:

$$\mathcal{F}_{g1}^+ = \mathcal{F}_a^+ + \mathcal{F}_b^+ + \mathcal{F}_c^+ \quad (2.24)$$

$$= \frac{3}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t)$$

A FMM total é uma onda progressiva positiva, igual a [22]:

$$\mathcal{F}_{g1} = \frac{3}{2} \cdot \mathcal{F}_{max} \cdot \cos(\theta_a^{ele} - \omega_{ele} \cdot t) \quad (2.25)$$

A onda da FMM total do sistema trifásico, é uma função espacial de ângulo espacial elétrico θ_a^{ele} , e com uma amplitude 1.5 vezes superior à onda produzida por cada fase.

2.2. Rendimento, Fator de Potência e Carga

Num motor trifásico, o fator de potência é dado pela relação entre a potência ativa e a potência aparente:

$$\lambda = \frac{P_{ele}}{S} = \frac{P_{ele}}{\sqrt{3} \cdot U_l \cdot I_l} \quad (2.26)$$

O fator de potência dos motores de indução diminui significativamente com a redução de carga.

O rendimento de qualquer dispositivo define a relação entre a potência útil que ele fornece e a potência (ou energia) que absorve. Um motor elétrico, devido aos processos de conversão energética adjacentes ao seu funcionamento é suscetível a perdas elétricas, magnéticas e mecânicas.

Através do método direto, o rendimento é obtido pela razão entre a potência mecânica debitada e a potência elétrica absorvida [21] [24].

$$\eta = \frac{P_{mec}}{P_{ele}} \cdot 100 = \frac{T \cdot \omega_r}{\sqrt{3} \cdot U_l \cdot I_l \cdot \lambda} \cdot 100 \quad (2.27)$$

É possível ainda determinar o rendimento relacionando as perdas com a potência elétrica, através do método indireto.

$$\eta = \left(1 - \frac{P_{perdas}}{P_{ele}} \right) \quad (2.28)$$

A variação das perdas com a carga, condiciona a variação de rendimento. O rendimento dos motores de indução cai substancialmente para cargas inferiores a 50% da nominal, e o seu ponto máximo ocorre normalmente entre os 75 e os 100%, dependendo da categoria do motor.

A carga traduz a relação entre a potência mecânica debitada pelo motor e a sua potência nominal.

$$Carga = \frac{P_{mec}}{P_N} \quad (2.29)$$

3. MÉTODOS DE ARRANQUE PARA MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

A aplicação de tensão reduzida ao motor, de forma a diminuir a corrente e binário de arranque, é uma metodologia bastante utilizada, devido à necessidade de limitar o binário e ajustar a potência contratada.

Na maioria dos países, existem valores limite de corrente estabelecidos [25]. Para Portugal, os valores limite encontram-se na tabela seguinte.

Tabela 3.1 - Corrente máxima de arranque para motores alimentados diretamente pela rede de distribuição [26].

Tipo de motor	Local de utilização	Corrente máxima de arranque (A)	
		Rede aérea	Rede subterrânea
Monofásico	Habitação	45	45
	Outros	100	200
Trifásico	Habitação	60	60
	Outros	125	250

Para valores superiores aos indicados na Tabela 3.1, a alimentação dos motores a partir da rede de distribuição carece de parecer favorável do distribuidor de energia, para que sejam tomadas as medidas apropriadas para tornar a sua utilização compatível com a exploração da instalação e a inexistência de perturbações graves para os restantes utilizadores [26].

Os métodos mais populares para a diminuição das perturbações mencionadas são o arranque com autotransformador, estrela-triângulo e com arrancadores suaves (soft-starters), que serão analisados em maior detalhe neste capítulo.

Através da utilização do Matlab/Simulink procedeu-se à simulação do comportamento do motor de indução trifásico no arranque, sendo possível visualizar as curvas da corrente, binário, velocidade e tensão de linha ou fase para cada um dos métodos. Os efeitos da distorção harmónica e saturação foram desprezados. Foi utilizado o solver “ode23tb” com uma tolerância relativa de 1×10^{-9} .

Os modelos utilizados (ANEXO I) têm como base um motor de indução trifásico com rotor em gaiola de esquilo de 4 kW, 4 polos, 400 V e 50 Hz.

Foi considerada uma carga quadrática, o que significa que o binário produzido é proporcional ao quadrado da velocidade angular do motor. São exemplos deste tipo de cargas bombas e ventiladores.

3.1. Arranque direto

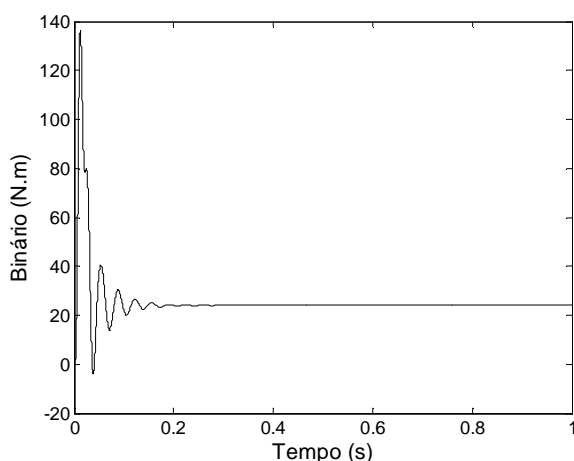
O arranque direto é caracterizado pela alimentação direta do motor pela rede de distribuição. Este tipo de arranque oferece uma elevada corrente e binário de arranque, com um tempo de aceleração baixo.

É o método mais comum na indústria, devido ao facto de ser o mais económico e simples [7].

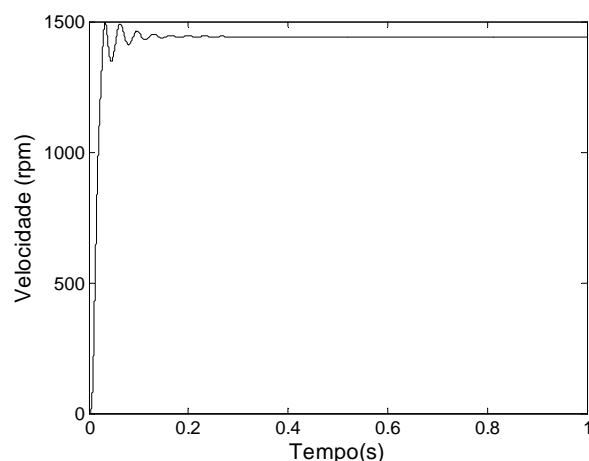
Sendo o motor alimentado diretamente, a corrente no arranque pode alcançar 6 a 8 vezes o seu valor nominal, o que poderá, a longo prazo, traduzir-se em danos nos enrolamentos do motor e nas engrenagens e correias do sistema.

Além dos problemas no equipamento, os picos de corrente que se observam neste método poderão afetar os consumidores ligados à mesma linha.

Devido às suas limitações, este método é mais adequado para potências baixas, uma vez que, desta forma, o motor não induzirá uma grande queda de tensão no arranque e o sistema não sofrerá perturbações.



(a)



(b)

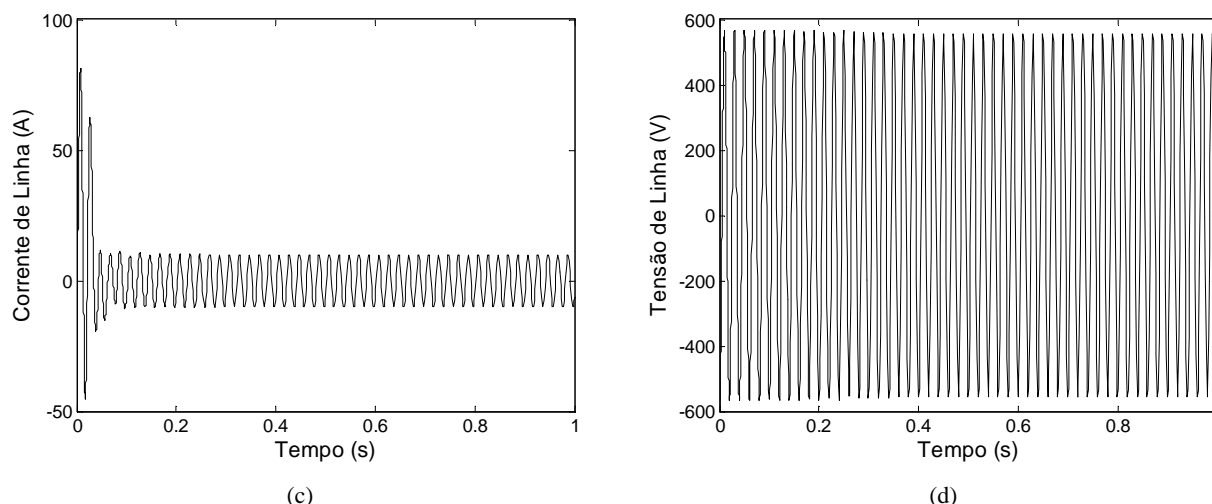


Figura 3.1 - Formas de onda para arranque direto (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão.

Podemos observar que os valores obtidos no momento do arranque são bastante elevados. No caso da corrente, atinge 8 vezes o seu valor nominal. A rápida aceleração da máquina deve-se ao facto do binário produzido ser 6 vezes superior ao seu valor nominal, o que constitui uma das vantagens deste método.

3.2. Arranque Estrela-Triângulo

Para motores com os enrolamentos do estator associados em triângulo, é possível obter-se uma redução da tensão aplicada ao motor, sem modificar o valor da tensão da rede, desde que os enrolamentos sejam ligados em estrela no momento do arranque. Este método é um dos mais utilizados para motores de indução trifásicos com potência nominal acima de 4 kW [27].

De acordo com a norma IEC 60947-4-1⁴, este método requer 3 contactores, sendo que um deles é o principal (KT1), e os restantes fazem a seleção entre a ligação triângulo (KT2) ou estrela (KT3), como é possível observar na Figura 3.2 a).

⁴ IEC 60947-4-1 Ed.3.1 (2012), Low-voltage switchgear and controlgear – Part 4-1: Contactors and motor-starters – Electromechanical contactors and motor-starters. A norma abrange contactores de CA e CC, sistemas de arranque para ligação direta à rede de alimentação, para arranque estrela-triângulo, para arranque com autotransformador e, para arranque com reóstato para rotor bobinado.

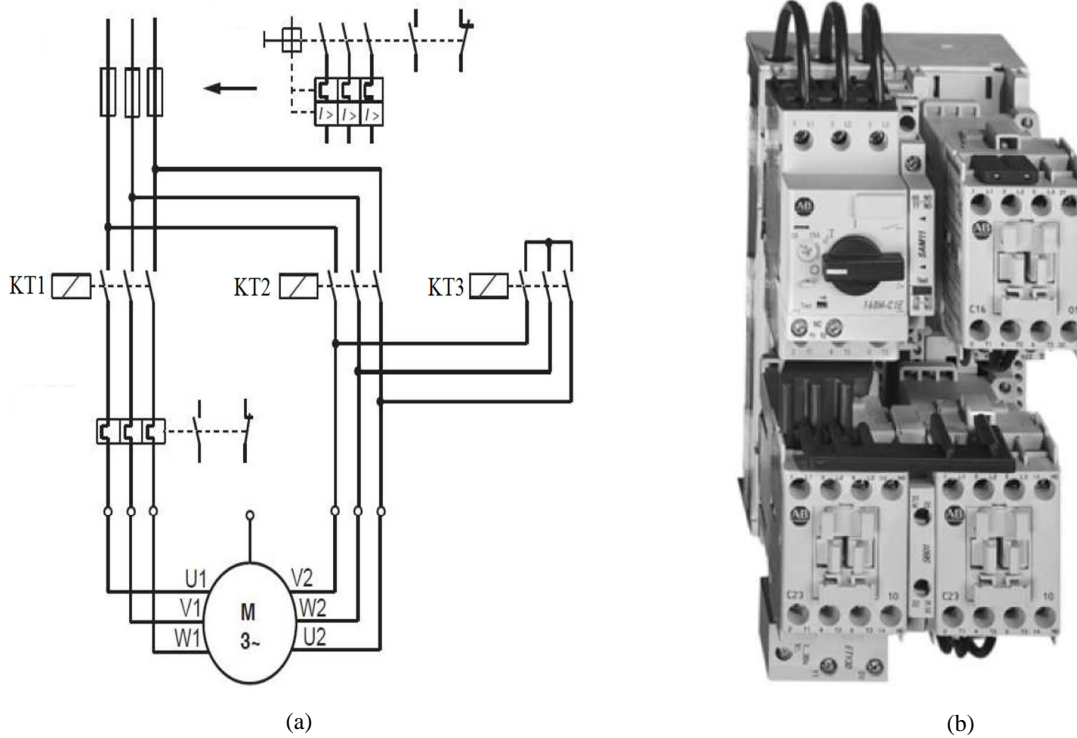


Figura 3.2 - (a) Esquema típico da ligação Y-Δ e (b) fotografia do sistema de contactores [27].

Aproveitando as propriedades de ambas as ligações, a comutação estrela-triângulo reduz a tensão de fase na ligação estrela $\sqrt{3}$ vezes, de acordo com a equação (3.1), pelo facto da tensão de fase na ligação estrela ser igual à tensão simples e na ligação triângulo igual à tensão composta.

$$U_{fY} = \frac{U_l}{\sqrt{3}} \quad (3.1)$$

As correntes rotóricas no arranque para cada uma das ligações vêm [23] [20]:

$$I_{f\Delta} = \frac{U_l}{Z} , \quad (3.2)$$

$$I_{l\Delta} = \sqrt{3} \cdot I_{f\Delta} = \frac{\sqrt{3} \cdot U_l}{Z} , \quad (3.3)$$

$$I_{lY} = I_{fY} = \frac{U_l}{\sqrt{3} \cdot Z} , \quad (3.4)$$

onde Z representa a impedância equivalente por fase do motor no arranque.

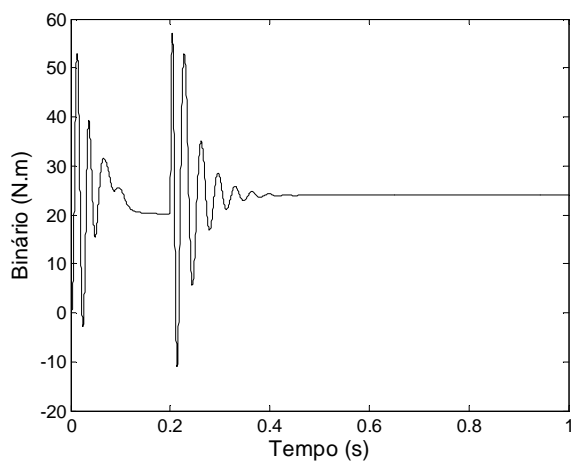
A relação existente entre as correntes rotóricas no arranque é:

$$\frac{I_{lY}}{I_{l\Delta}} = \frac{1}{3} \quad (3.5)$$

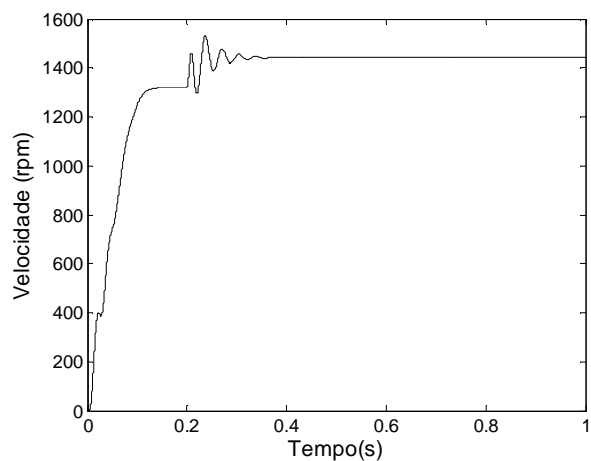
O binário produzido é aproximadamente proporcional ao quadrado da tensão de fase e, como tal, o binário produzido pelo motor quando ligado em estrela é cerca de três vezes inferior ao da ligação em triângulo.

$$\frac{T_Y}{T_{\Delta}} \approx \left(\frac{U_{fY}}{U_{f\Delta}} \right)^2 \approx \frac{1}{3} \quad (3.6)$$

Na simulação seguinte, a transição entre a ligação estrela e triângulo dá-se no instante 0.2s. No gráfico (d) encontra-se representada a tensão de fase, de forma a comprovar a relação obtida anteriormente.



(a)



(b)

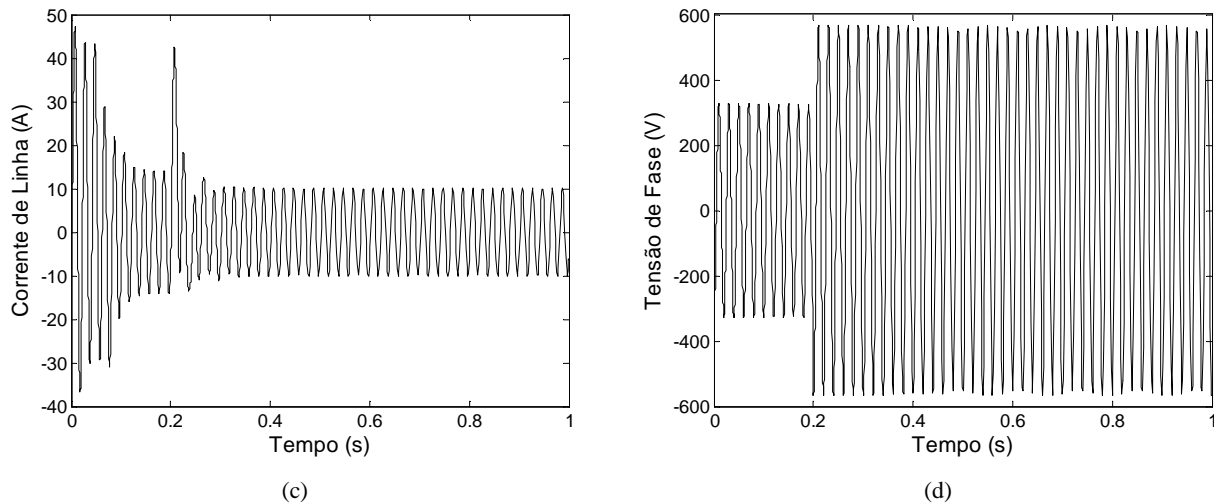


Figura 3.3 - Formas de onda para arranque Y- Δ (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão de fase.

3.3. Arranque com Autotransformador

Este método utiliza um autotransformador para reduzir a tensão de alimentação do motor para 50, 65 ou 80% do seu valor nominal, durante o arranque. Atingida uma velocidade próxima da nominal, o motor é ligado diretamente à rede, sendo o autotransformador isolado.

O esquema utilizado, tipicamente, neste tipo de arranque encontra-se na Figura 3.4.

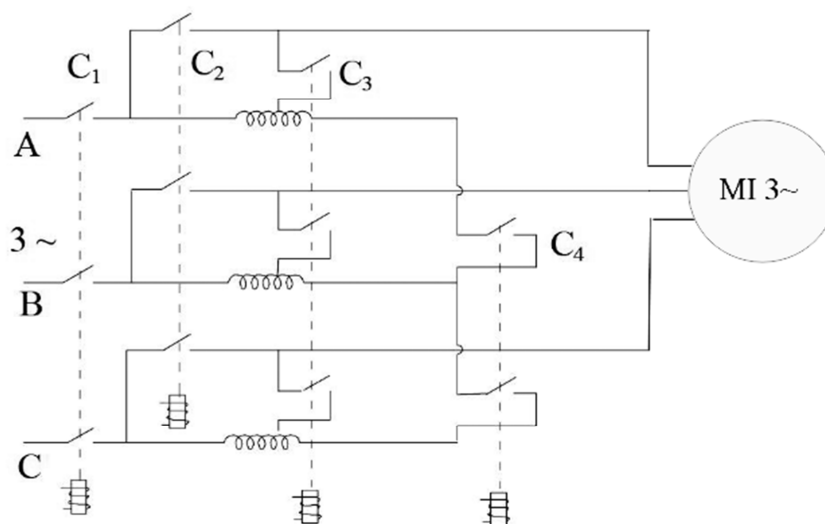


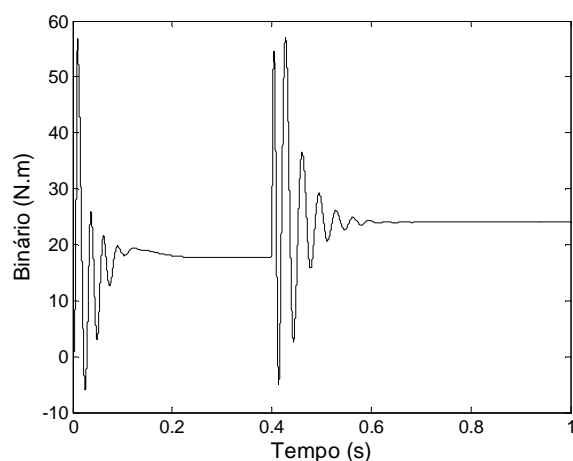
Figura 3.4 - Esquema do método de arranque com autotransformador [23].

Antes do arranque, C4 e C3 encontram-se fechados, de seguida o interruptor principal, C1, é fechado e o motor é alimentado a partir do autotransformador. Na altura de ligar o

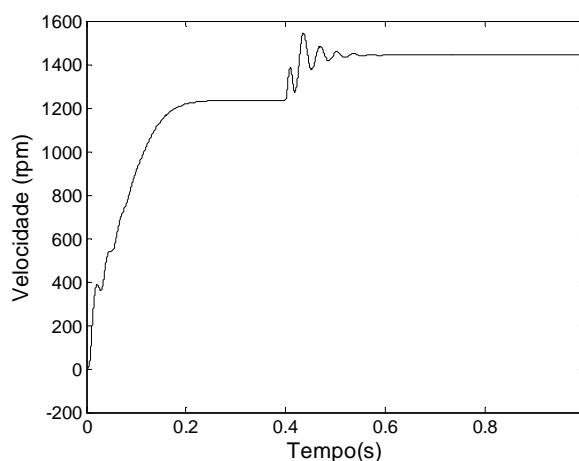
motor diretamente à linha, de forma a não criar correntes elevadas na transição, o interruptor C4 é aberto e o C2 é fechado, com o C3 ainda fechado, sendo aberto apenas depois da transição anterior se verificar. A transição deve ocorrer quando o motor se encontra perto da sua velocidade nominal [23].

O funcionamento deste método é bastante semelhante ao arranque estrela-triângulo, uma vez que ambos pretendem reduzir a tensão por fase do motor no arranque, reduzindo proporcionalmente a corrente, tendo este método a vantagem da corrente absorvida pelo motor (no circuito secundário do autotransformador) ser maior do que a corrente de linha (circuito primário do autotransformador), em função da razão de transformação, o que resulta numa corrente de arranque do motor limitada, na proporção da tensão realizada pelo autotransformador e numa corrente de linha reduzida pelo quadrado desse valor.

Simulando o arranque com autotransformador de um motor de indução trifásico, com uma redução de 50% conseguida através do transformador redutor com uma relação de 2/1, até ao instante 0.4s, é possível chegar às seguintes formas de onda.



(a)



(b)

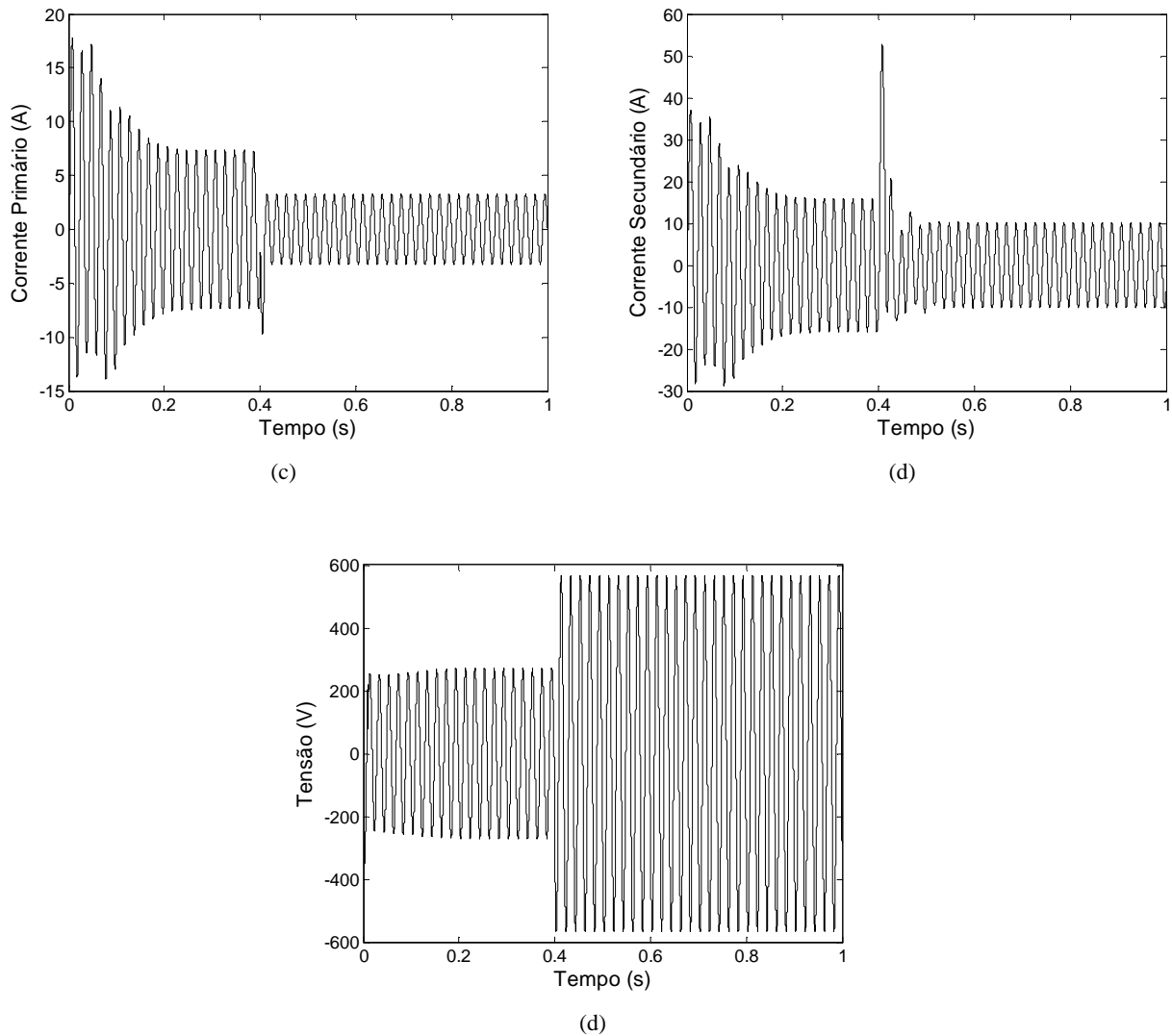


Figura 3.5 - Formas de onda para arranque com autotransformador (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente no primário (d) da corrente no secundário (e) da tensão.

3.4. Arrancadores Suaves

A utilização de arrancadores suaves é um método de acionamento eletrónico de motores de indução trifásicos que utiliza pares de tirístores ligados em antiparalelo em cada fase, entre a rede de alimentação e o motor (Figura 3.6).

O ângulo de disparo de cada par de tirístores é controlado eletronicamente por um microprocessador que aplica uma tensão variável aos terminais do motor, durante o seu processo de aceleração.

Como a tensão é elevada de forma suave e não na forma de incrementos bruscos, como ocorre nos métodos anteriormente descritos, a corrente do motor, durante o arranque, apresenta valores próximos do nominal.

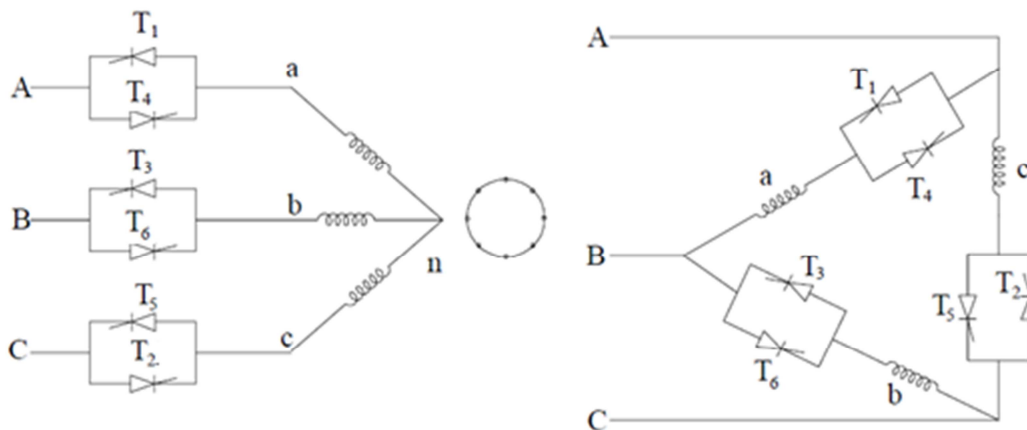


Figura 3.6 - Esquema da ligação para arranque com arrancador suave de 6 tirístores (Estrela e Triângulo) [23]

Os 6 tirístores são ligados pela ordem, T1-T2-T3-T4-T5-T6, a cada 60° . A corrente no estator mantém-se continua, caso o ângulo de disparo (α) seja menor que o ângulo do fator de potência do motor (φ), e descontinua, caso seja maior. Variando o ângulo do fator de potência do motor, com a velocidade do mesmo, é necessário ter cuidado para que a condição $\alpha > \varphi$ seja estabelecida, podendo assim ser possível reduzir a corrente e tensão no arranque [23].



Figura 3.7 - Fotografia de arrancador suave [28].

A grande vantagem deste método é a possibilidade de abrir e fechar a chave sem apresentar arcos elétricos e ruído, característicos de chaves eletromecânicas (contactores), o que resulta numa vida útil mais prolongada.

Em aplicações como ventoinhas, bombas e passadeiras, este método é bastante utilizado, uma vez que, para os mesmos, o controlo de velocidade não é necessário. [23]

O preço mais elevado e a elevada poluição harmónica no momento do arranque constituem as maiores desvantagens deste método.

Simulando o arranque com arrancador suave, desprezando o efeito da distorção harmónica, de um motor de indução trifásico é possível chegar às formas de onda:

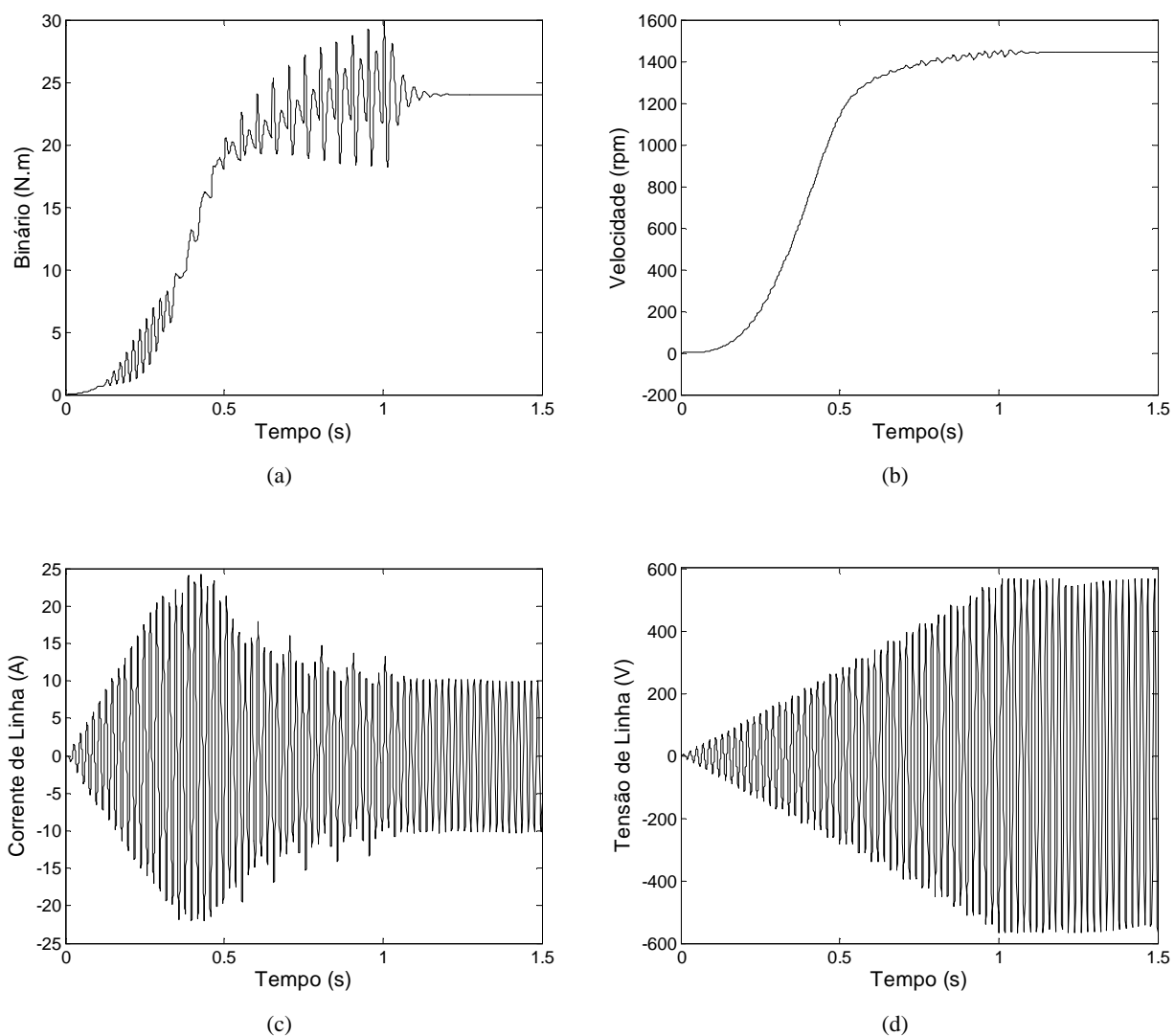


Figura 3.8 - Formas de onda para arranque com arrancador suave (a) do binário (b) da velocidade (c) da corrente (d) da tensão de linha.

4. ANÁLISE TEÓRICA

São propostas ligações com derivações da estrela e do triângulo que permitem o ajuste do fluxo de magnetização produzido pelo motor.

Este ajuste irá permitir replicar o desempenho eletromagnético do arranque estrela-triângulo, bem como o aumento do rendimento do motor em regime permanente.

Na Figura 4.1.a) encontra-se representada a ligação convencional de um motor. Na Figura 4.1, b e c, encontra-se o esquema simplificado das ligações propostas que, tal como a ligação estrela-triângulo, apenas necessitam de 6 terminais na placa de Borne do motor.

Caso seja necessária a utilização, em regime permanente, de mais que 2 níveis de fluxo, o número de terminais a utilizar será igual a 3 vezes o número de níveis.

Na ligação convencional, a tensão de alimentação é ligada aos terminais U1,V1,W1, e a ligação de menor fluxo (estrela) e de maior fluxo (triângulo), é feita através do “shunt” entre os terminais U2,V2,W2 ou U1-V2, V1-W2, W1-U2, respetivamente.

Nas configurações propostas a ligação de baixo fluxo será estabelecida através da ligação da tensão de alimentação aos terminais U1,V1,W1 e a ligação de maior fluxo será obtida através da ligação da alimentação aos terminais U3,V3,W3 (entre o primeiro e o segundo conjunto de bobinas) ou U4,V4,W4 (entre o segundo e o terceiro conjunto de bobinas). É possível utilizar as ligações em motores com o enrolamento estatórico ligado em estrela ou em triângulo.

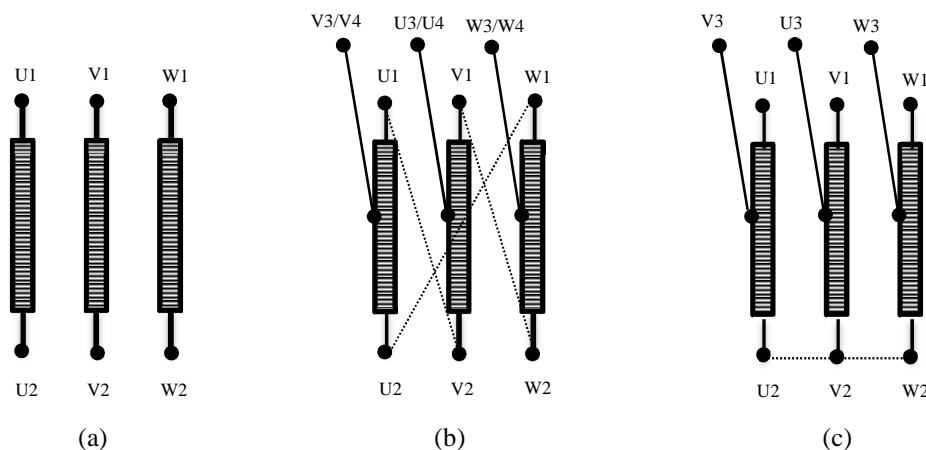


Figura 4.1 - Diagrama com as ligações dos enrolamentos por fase para configuração (a) convencional (b) proposta para ligação em triângulo (c) proposta para ligação em estrela

As ligações propostas baseiam-se na alteração do fator de enrolamento (K_{enr}) e alteração do número de espiras por conjunto de bobinas mantendo o mesmo fator de enrolamento.

Das equações representadas no capítulo 2, é possível observar que a força magnetomotriz é proporcional ao fator de enrolamento, número de espiras por fase e corrente de magnetização. É ainda igual ao produto entre o fluxo e a relutância do circuito magnético.

$$\mathcal{F} \propto K_{enr} \cdot N_f \cdot I_0 \quad (4.1)$$

$$\mathcal{F} = \Re \Phi \quad (4.2)$$

Ignorando o efeito da saturação, a corrente e fluxo de magnetização são dados por:

$$I_0 \propto \Phi \cdot N_f^{-1} \cdot K_{enr}^{-1} \quad (4.3)$$

$$\Phi \propto U_f \cdot N_f^{-1} \cdot K_{enr}^{-1} \quad (4.4)$$

Considerando um número de espiras por fase idêntico, e uma corrente e fluxo de magnetização constantes, a força magnetomotriz é diretamente proporcional ao fator de enrolamento. Para uma tensão de fase constante, o fluxo de magnetização em vazio é inversamente proporcional ao fator de enrolamento, e a corrente de magnetização proporcional ao quadrado do fator de enrolamento.

Para uma tensão de fase constante e não considerando a importância da saturação, a força magnetomotriz em regime de vazio é proporcional ao fluxo de magnetização, e a sua relação pode ser escrita como [27]:

$$\frac{\Phi'}{\Phi''} = \frac{\mathcal{F}'}{\mathcal{F}''} = \frac{N_f'' \cdot K_{enr}''}{N_f' \cdot K_{enr}'} \quad (4.5)$$

Onde (') e (') correspondem a valores diferentes.

Diminuindo o valor do fator de enrolamento, a densidade do fluxo no entreferro cresce, a saturação cresce drasticamente e dependendo do nível atual de saturação, o valor de FMM será superior, devido à combinação de baixo fator de enrolamento e elevada saturação.

Através da equação (4.4) é possível perceber que com a diminuição do fator de enrolamento de K'_{enr} para K''_{enr} , a densidade do fluxo no entreferro aumentará na razão K'_{enr}/K''_{enr} , originando uma corrente e binário de arranque mais elevados.

Tal como descrito na secção 3.2, o arranque estrela-triângulo necessita de 3 contactores, 1 principal, e 2 para a seleção entre triângulo e estrela. Na configuração proposta, apenas são necessários 2 contactores, uma vez que caso ambos estejam desligados o motor fica desenergizado, o que permite poupar cerca de 1/3 em relação à solução convencional. Pelo facto de serem apenas utilizados 2 contactores a sequência de arranque terá apenas 4 etapas, ao invés de 6, como acontece no arranque estrela triângulo (Tabela 4.1 e Tabela 4.2).

Tabela 4.1 - Sequência para arranque Y- Δ ⁵

Etapa	Contactores			% Fluxo Fundamental
	Principal	Estrela (Y)	Triângulo (Δ)	
1	OFF	ON	OFF	0%
2	ON	ON	OFF	$\approx 56\%$
3	OFF	OFF	OFF	0%
4	OFF	OFF	ON	0%
5	ON	OFF	ON	100%
6	OFF	OFF	ON	0%

Tabela 4.2 - Sequência para arranque com solução proposta

Etapa	Contactores		% Fluxo Fundamental
	D-Y1 (Menor Fluxo)	D-Y3 (Maior Fluxo)	
1	OFF	OFF	0%
2	ON	OFF	$\approx 56\%$
3	OFF	OFF	0%
4	OFF	ON	100%

A solução proposta, além de se tornar mais económica, possibilitará ainda a diminuição do tempo de transição entre níveis de fluxo e transições mais suaves.

⁵ A comutação de estrela para triângulo pode ser feita desligando ou não o contactor principal. É possível colocar o contactor principal a interromper o circuito sempre que existir uma alteração de ligação, ou alternativamente, manter o contactor principal sempre ligado aquando da alteração de ligação, havendo apenas o cuidado de garantir o atravancamento eletromecânico entre os restantes contactores e um tempo mínimo de espera entre o desligar de um contactor e o ligar de outro.

5. CASOS DE ESTUDO

No primeiro ponto deste capítulo, irá ser apresentada uma análise teórica aos casos de estudo ensaiados. Será apresentado o esquema, diagrama fasorial por fase, e relações entre a resultante dos fluxos de magnetização para cada uma das ligações.

No segundo ponto, serão reveladas as formas de onda da força magnetomotriz, bem como a percentagens da 5ª e 7ª componente harmónica e do coeficiente de distorção ⁶. Os dados obtidos foram simulados no Matlab R2011b.

Os ensaios foram efetuados em dois motores trifásico, ambos com 36 ranhuras, 4 polos, 3 ranhuras por polo, camada dupla e um desfasamento entre bobinas adjacentes de 20° elétricos⁷ (ANEXO IV). Como tal toda a análise desenvolvida neste capítulo diz respeito a estas características.

Cada caso de estudo é único pelas características que apresenta, sendo que será diferenciado pelo passo polar do enrolamento, o número de bobinas em série e paralelo e pelo tipo de ligação.

A opção pela utilização de camada dupla deve-se ao facto de, nesta, ser possível implementar enrolamentos com vários passos polares, o que não é possível no caso de camada única. Esta disposição leva a ter ligações aos terminais das bobinas mais simples e máquinas mais económicas de produzir. [22]

Para as ligações efetuadas aos terminais U1,V1,W1, o nome do caso incluirá Δ1 ou Y1, para a ligação aos terminais U3,V3,W3, incluirá Δ3 ou Y3 e, para a ligação aos terminais U4,V4,W4, incluirá Δ4 ou Y4, caso seja triângulo ou estrela, respetivamente.

$$^6 \sigma = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} \mathcal{F}_n^2}$$

$$^7 \theta_{bob}^{ele} = \frac{p \cdot 360}{\xi} = 20^\circ \text{elétricos}$$

Tabela 5.1 - Nome e descrição dos casos de estudo

Nome	Descrição
Caso A	Passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo
Caso B	Passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela
Caso C	Passo encurtado, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo
Caso D	Passo encurtado, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela
Caso E	Passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo
Caso F	Passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela
Caso de referência	Ligações estrela e triângulo, com enrolamento de camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, alimentadas aos terminais U1,V1,W1

5.1. Análise Teórica

As ligações propostas baseiam-se na alteração do fator de enrolamento (K_{enr}) e no diferente número de bobinas em paralelo ligadas em série, tal como descrito em maior detalhe no capítulo 4.

É de notar que as bobinas que se encontram em série não estão na sua sequência normal (1-2-3), estando a primeira e segunda bobinas de cada fase trocadas (2-1-3), o que permitirá que exista o desfasamento necessário para a obtenção da relação pretendida. Caso a sequência normal fosse mantida a relação entre os fluxos de magnetização seria de 0.7672 para todos os casos. O caso de referência apresenta uma relação de fluxo de 0.5774, que corresponde à relação existente entre as tensões por fase das ligações que o constituem ($1/\sqrt{3}$).

Na análise seguinte, os harmónicos espaciais e a saturação foram desprezados e foi considerada a mesma tensão de fase para todos os ensaios.

As bobinas que se encontram coloridas nos esquemas de ligação de cada caso, dizem respeito às bobinas da camada interior do estator e as restantes à camada exterior.

Os casos estudados encontram-se representados de seguida.

Caso A: Caso com camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.1)

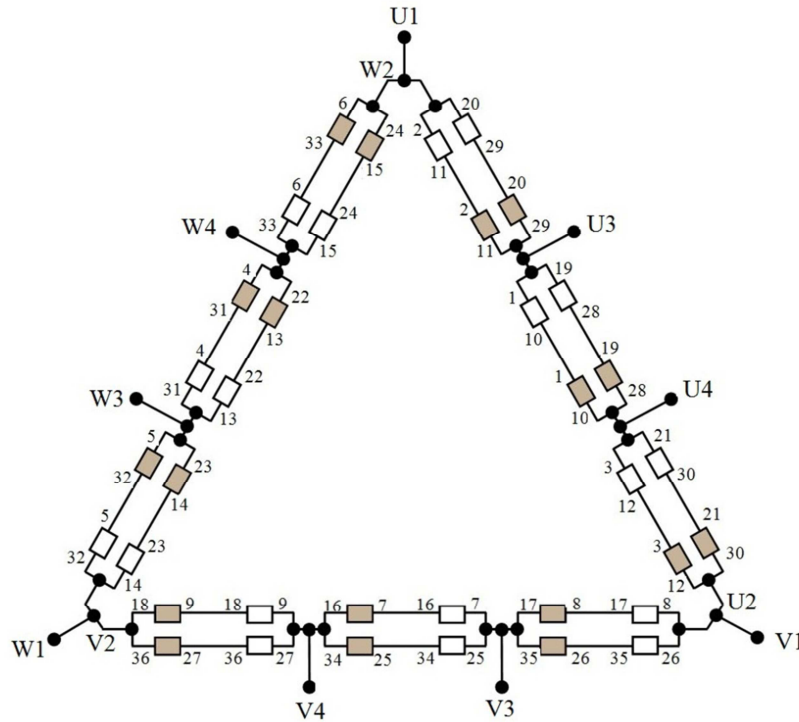


Figura 5.1 – Esquema de ligação do caso A

Os diagramas fasoriais e a relação entre as componentes fundamentais dos fluxos de magnetização produzidos pela ligação de menor ($\Phi_{\Delta 1}$) e maior fluxo ($\Phi_{\Delta 3}$), ou seja, entre a ligação alimentada normalmente (U1,V1,W1) e a ligação alimentada entre o primeiro e o segundo conjunto de bobinas (U3,V3,W3) encontram-se representados de seguida:

$$\frac{\Phi_{\Delta 1}}{\Phi_{\Delta 3}} = \frac{K_{enr\Delta 3}}{K_{enr\Delta 1}} = \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 140^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 40^\circ} \right| \cong 0.5657 \quad (5.1)$$

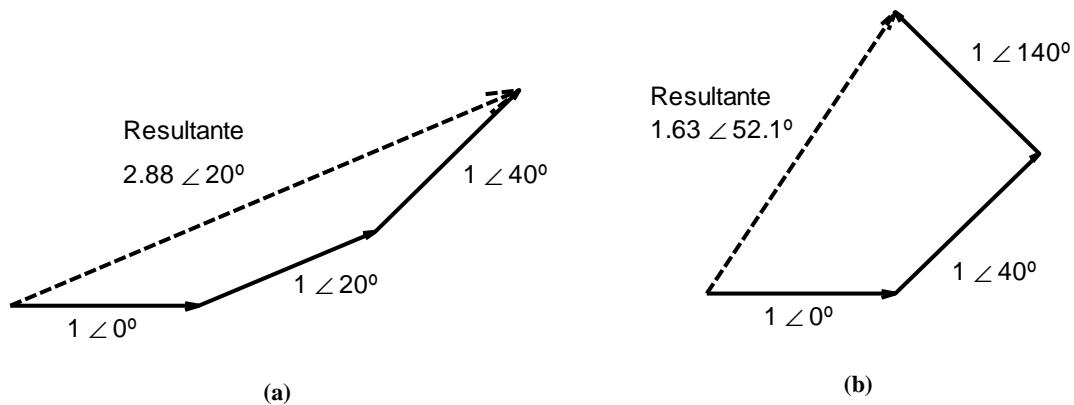


Figura 5.2 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) A-Δ1 e (b) A-Δ3

Efetuada a alimentação entre o segundo e terceiro conjunto de bobinas (U4,V4,W4), a relação e diagramas vem:

$$\frac{\Phi_{\Delta 1}}{\Phi_{\Delta 4}} = \frac{K_{enr\Delta 4}}{K_{enr\Delta 1}} = \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 100^\circ + 1\angle 80^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 40^\circ} \right| \cong 0.7672 \quad (5.2)$$

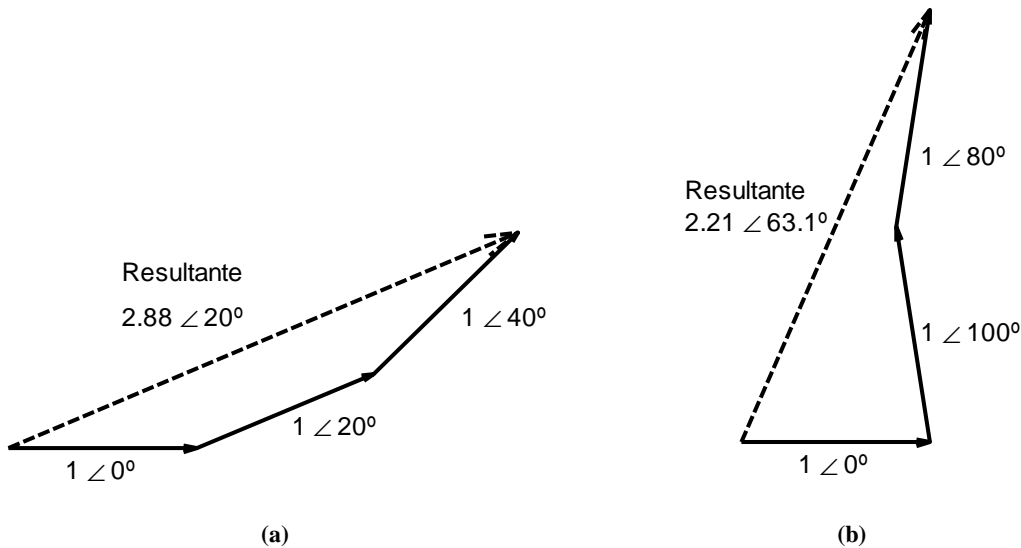


Figura 5.3 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) A-Δ1 e (b) A-Δ4

Caso B: Caso com camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.4)

Na ligação em estrela, o modo Δ4 (alimentação entre o segundo e terceiro conjunto de bobinas) não foi testado, uma vez que apenas 1/3 do enrolamento total disponível no estator estaria a ser utilizado, o que levaria a uma rápida saturação magnética e consequente falência do motor.

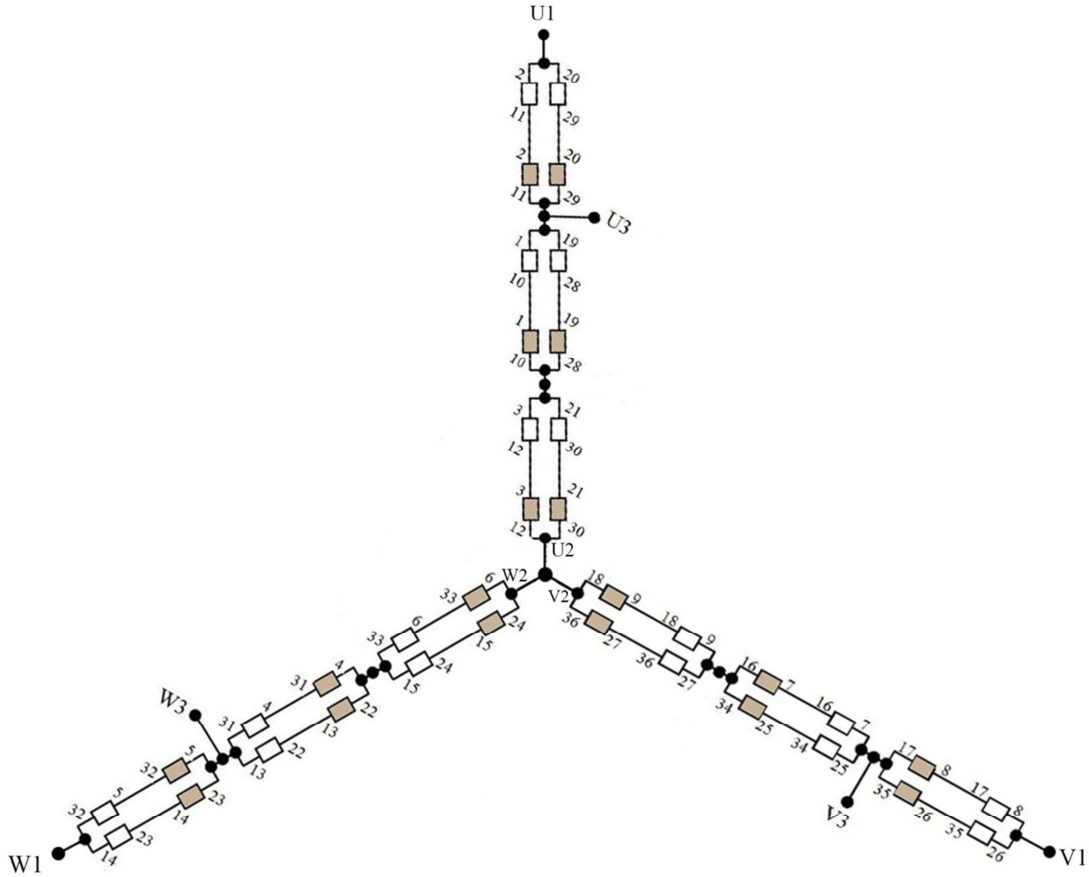


Figura 5.4 - Esquema de ligação do caso B

Os diagramas fasoriais e a relação entre as componentes fundamentais dos fluxos de magnetização produzidos pela ligação de menor (Φ_{Y1}) e maior fluxo (Φ_{Y3}) encontram-se representados de seguida:

$$\frac{\Phi_{Y1}}{\Phi_{Y3}} = \frac{K_{enr Y3}}{K_{enr Y1}} = \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 40^\circ} \right| \cong 0.6527 \quad (5.3)$$

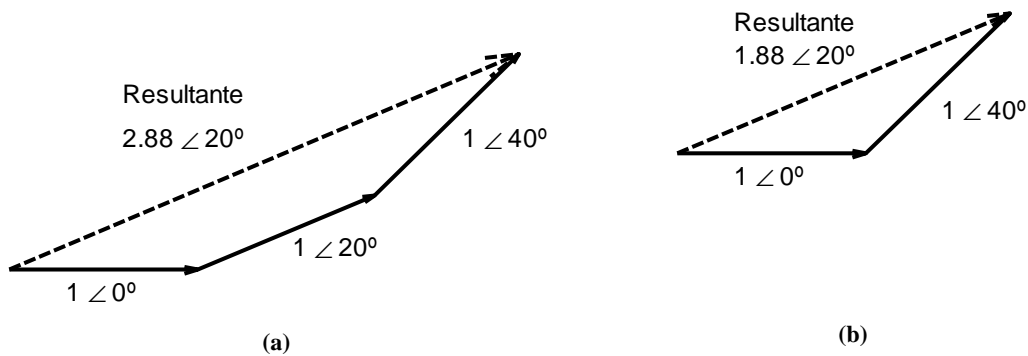


Figura 5.5 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) B-Y1 (b) B-Y3

A relação entre as componentes fundamentais dos fluxos de magnetização obtida para $\Delta 3$ e $\Delta 1$ (5.1) aproxima-se bastante do valor típico da relação existente entre a ligação de menor (Y) e maior fluxo (Δ) do arranque estrela-triângulo.

A relação obtida para a ligação $\Delta 3$ e $\Delta 1$ (5.2) é interessante para situações em que é necessário responder com maior binário e baixo deslizamento para cargas elevadas. Esta situação será estudada na secção 6.3.

Caso C: camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.6)

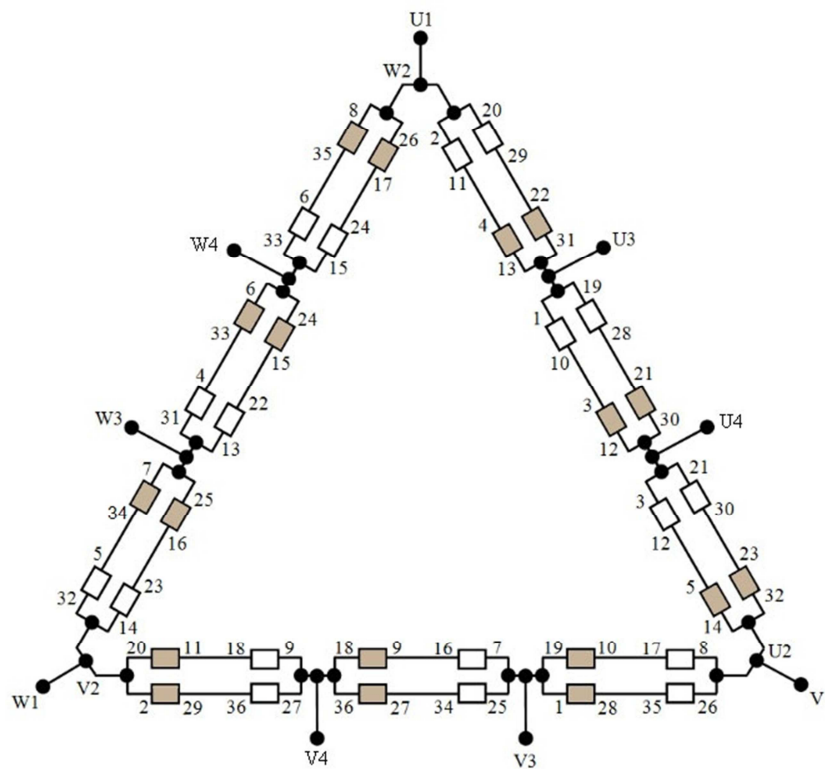


Figura 5.6 - Esquema de ligação do caso C

Para a ligação em triângulo, ligada entre o primeiro e o segundo conjunto de bobinas, a relação obtida foi a seguinte:

$$\frac{\Phi_{\Delta 1}}{\Phi_{\Delta 3}} = \frac{K_{enr \Delta 3}}{K_{enr \Delta 1}} \quad (5.4)$$

$$= \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 80^\circ + 1\angle 140^\circ + 1\angle 180^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 60^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 80^\circ} \right|$$

$$\cong 0.5657$$

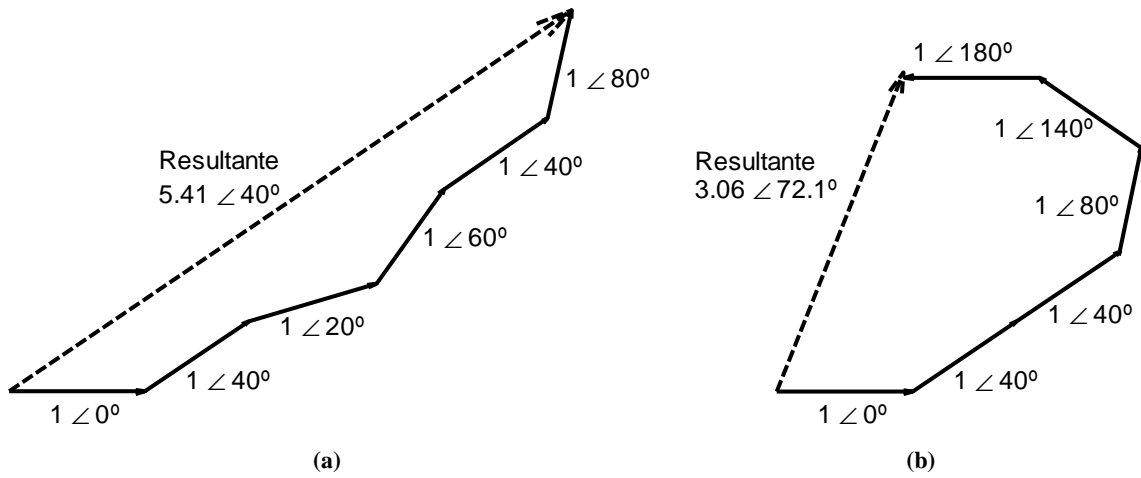


Figura 5.7 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) C-Δ1 (b) C-Δ3

Para a ligação entre a segunda e terceira bobina, obteve-se a relação:

$$\frac{\Phi_{\Delta 1}}{\Phi_{\Delta 4}} = \frac{K_{enr \Delta 4}}{K_{enr \Delta 1}} \quad (5.5)$$

$$= \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 100^\circ + 1\angle 140^\circ + 1\angle 80^\circ + 1\angle 120^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 60^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 80^\circ} \right|$$

$$\cong 0.7672$$

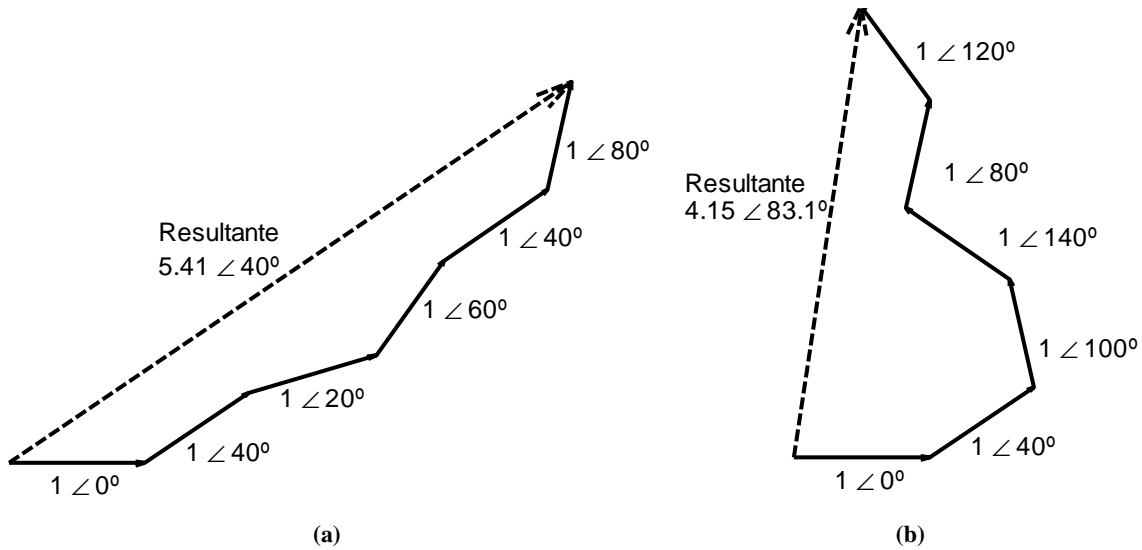


Figura 5.8 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) C-Δ1 (b) C-Δ4

Caso D: camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.9)

Na ligação em estrela, o modo Y4 (alimentação entre o segundo e terceiro conjunto de bobinas) não foi estudada, pelo motivo supramencionado.

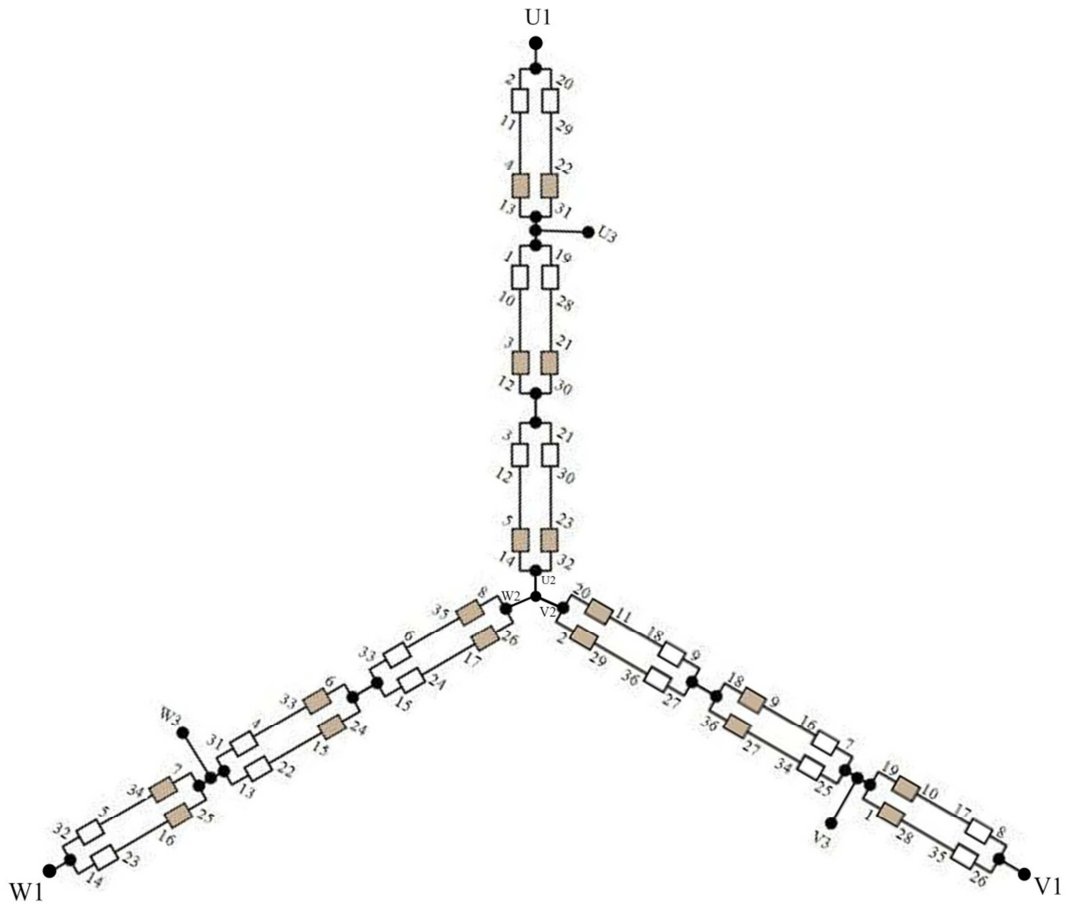


Figura 5.9 - Esquema de ligação do caso D

A relação obtida entre as ligações de alto e baixo fluxo foi a seguinte:

$$\frac{\Phi_{Y1}}{\Phi_{Y3}} = \frac{K_{enr Y3}}{K_{enr Y1}} \quad (5.6)$$

$$= \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 80^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 20^\circ + 1\angle 60^\circ + 1\angle 40^\circ + 1\angle 80^\circ} \right|$$

$$\cong 0.6527$$

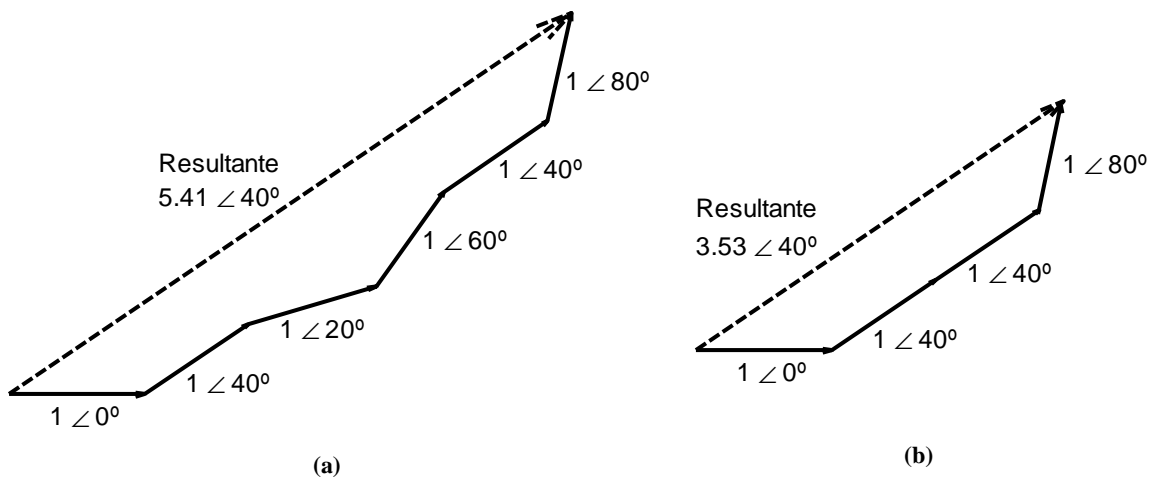


Figura 5.10 - Diagrama fasorial por fase do caso (a) D-Y1 (b) D-Y3

À semelhança da ligação com passo completo, as relações obtidas são bastante interessantes para o estudo realizado. A maior diferença entre ambas as ligações será a percentagem de distorção harmónica, que será menor na ligação de passo encurtado, tal como será possível observar na secção 5.2.

Outra forma de obter a mesma relação é alterando o número de espiras, mantendo o mesmo fator de enrolamento.

A situação ideal seria ter três conjuntos em série, tendo cada um $1/3$ do número total de espiras por fase, partilhando a mesma ranhura ou ranhuras simétricas (mesma trajetória de fluxo de magnetização).

Para este caso a relação entre a ligação de maior e menor fluxo de magnetização, tanto para a ligação em estrela (Φ_{Y1}/Φ_{Y3}) como para a ligação em triângulo ($\Phi_{\Delta1}/\Phi_{\Delta3}$), seria de 0.5774, o que coincide com a relação existente para o arranque estrela-triângulo.

É possível ainda replicar esta solução utilizando 2 conjuntos em série, um com $2/3$ do número total de espiras e outro com $1/3$.

Nos casos estudados, devido às limitações do equipamento utilizado, foi implementada a ligação com dois conjuntos de três bobinas em paralelo, cada um com $1/2$ do número total de espiras por fase. Esta diferença no número de espiras irá resultar numa relação mais baixa, mas ainda assim bastante interessante.

Com esta solução, é ainda possível otimizar o fator de enrolamento, de forma a minimizar os harmónicos espaciais.

Foram implementados os casos a seguir apresentados:

Caso E: camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo (Figura 5.11)

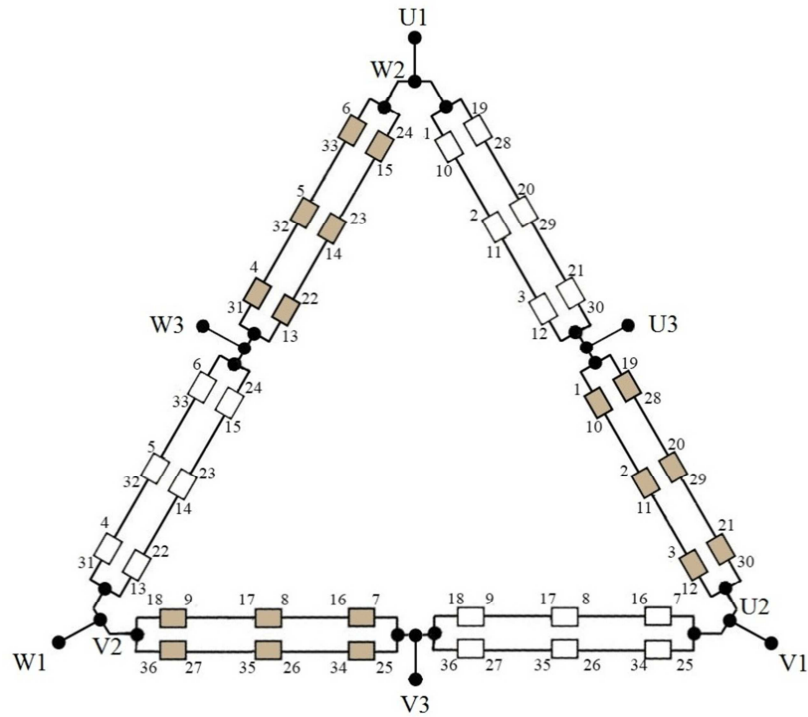


Figura 5.11 - Esquema de ligação do caso E

A relação entre as componentes fundamentais dos fluxos de magnetização produzidos pela ligação de menor ($\Phi_{\Delta 1}$) e maior fluxo ($\Phi_{\Delta 3}$), ou seja, entre a ligação alimentada normalmente (U1,V1,W1), e a ligação alimentada entre o primeiro e o segundo conjunto de bobinas (U3,V3,W3), será:

$$\frac{\Phi_{\Delta 1}}{\Phi_{\Delta 3}} = \left| \frac{1\angle 0^\circ + 1\angle 120^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 0^\circ} \right| = 0.5 \quad (5.7)$$

(5.

Caso F: com camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela (Figura 5.12)

A ligação em estrela, à semelhança do caso em triângulo terá também apenas duas ligações possíveis, sendo que os dados referentes à mesma se encontram apresentados abaixo.

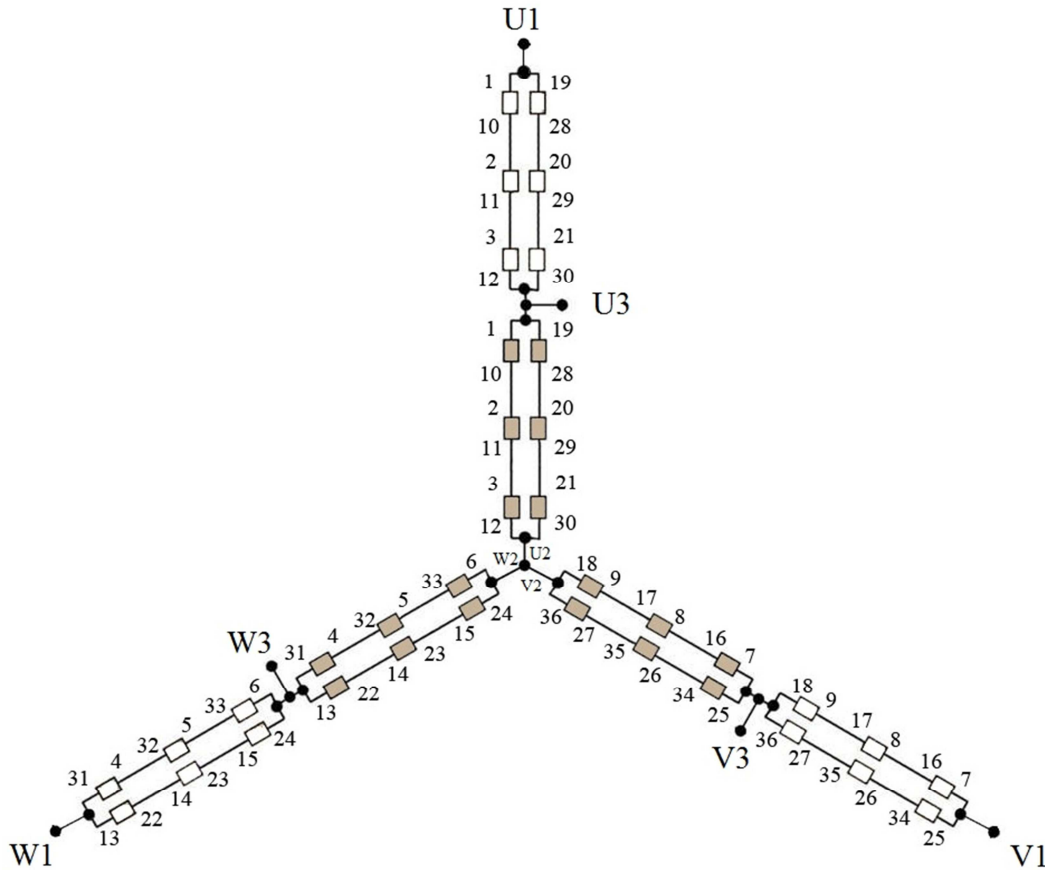


Figura 5.12 - Esquema de ligação do caso F

A relação entre as componentes fundamentais dos fluxos de magnetização produzidos pela ligação de menor (Φ_{Y1}) e maior fluxo (Φ_{Y3}), ou seja, entre a ligação alimentada normalmente (U1,V1,W1) e a ligação alimentada entre o primeiro e o segundo conjunto de bobinas (U3,V3,W3) será:

$$\frac{\Phi_{Y1}}{\Phi_{Y3}} = \left| \frac{1\angle 0^\circ}{1\angle 0^\circ + 1\angle 0^\circ} \right| = 0.5 \quad (5.9)$$

As relações obtidas nos casos E e F são idênticas, não ficando muito longe da relação do caso estrela-triângulo (0.5774).

5.2. Simulação

De forma a aferir a veracidade dos valores teóricos obtidos na secção anterior, as formas de onda da força magnetomotriz para os casos apresentados anteriormente foram simuladas no MATLAB e foi calculada a sua componente fundamental, o 5º e 7º harmónicos e o coeficiente de distorção.

Para facilitar a sua análise, considerou-se uma corrente de magnetização constante e desprezou-se a saturação magnética.

De notar que a percentagem esperada de fluxo de magnetização para uma tensão constante corresponde ao inverso da percentagem relativa à força magnetomotriz. Como tal, nos resultados seguintes, quanto maior o valor da amplitude de força magnetomotriz, menor será o fluxo esperado para uma mesma tensão de referência.

Para cada caso a seguir apresentado são identificadas as ligações que apresenta, isto é, para a ligação aos terminais U1,V1,W1 o nome do caso incluirá $\Delta 1$ ou Y1, para a ligação aos terminais U3,V3,W3 será representada por $\Delta 3$ ou Y3 e, para a ligação aos terminais U4,V4,W4, o seu nome incluirá $\Delta 4$ ou Y4, dependendo do tipo de ligação base (triângulo ou estrela).

O método utilizado para simular as formas de onda da FMM no Matlab, é idêntico ao avançado em [29].

Caso de Referência: Ligações estrela e triângulo, com enrolamento de camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, alimentadas aos terminais U1,V1,W1

Ligação em Estrela:

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30]⁸;

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

⁸ Os números sublinhados representam a parte positiva (entrada) da bobina e os números não sublinhados a sua parte negativa (saída) .

Na Figura 5.13, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para a ligação em estrela. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

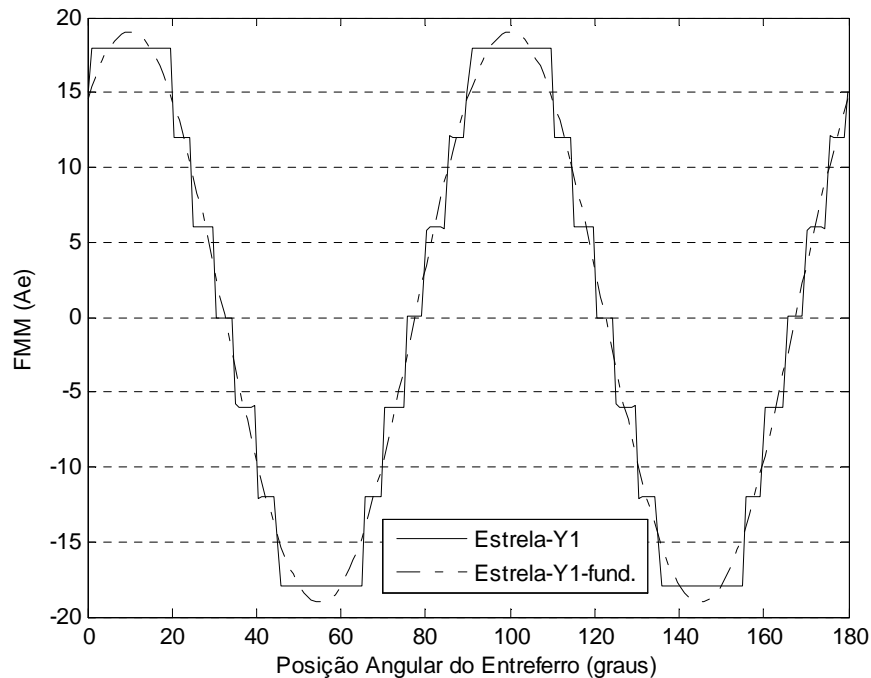


Figura 5.13 - Forma de onda da FMM no entreferro para a ligação em estrela

Ligação em Triângulo:

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30];

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

Na Figura 5.14, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para a ligação em triângulo. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

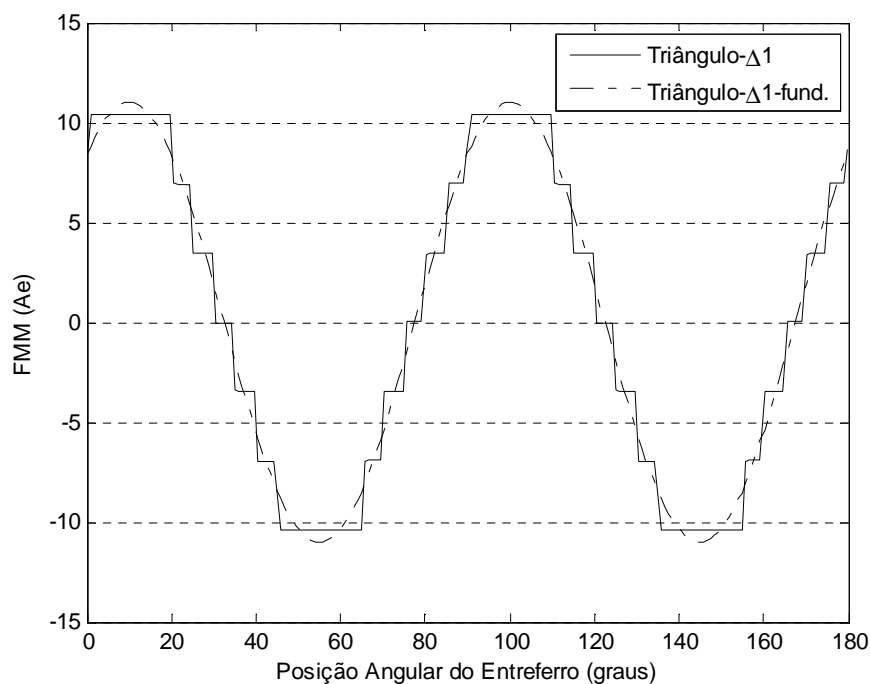


Figura 5.14 - Forma de onda da FMM no entreferro para a ligação em triângulo

Caso A: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.1)

Ligação normal (caso A- Δ 1)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30];

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

Na Figura 5.15, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmônico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

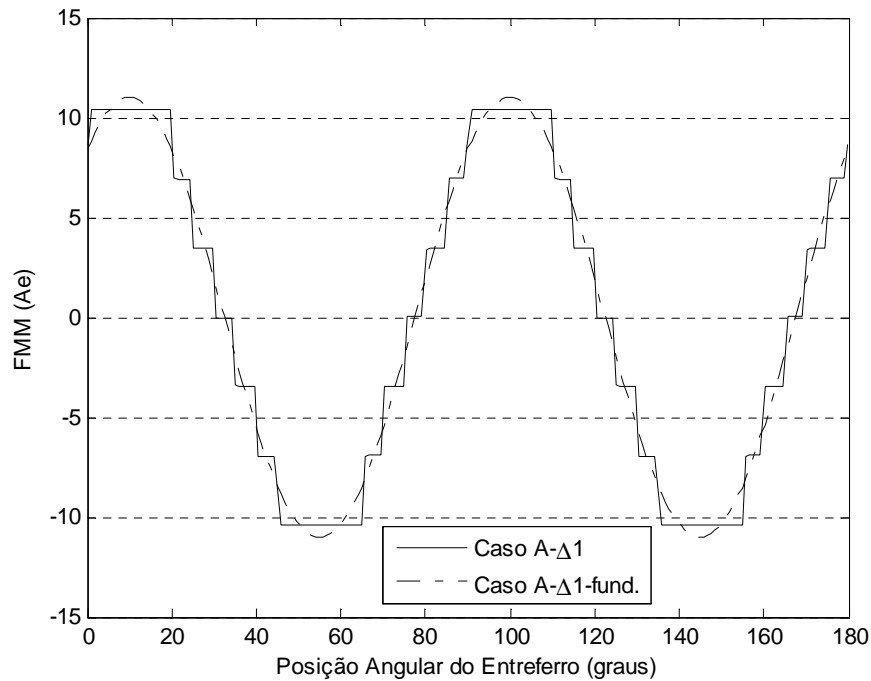


Figura 5.15 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A-Δ1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso A-Δ3)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,3,3,8,8,10,10,12,12,17,17,19,19,21,21,26,26,28,28,30,30,35,35];

Fase B: [7,7,9,9,14,14,16,16,18,18,23,23,25,25,27,27,32,32,34,34,36,36,5,5];

Fase C: [13,13,15,15,2,2,22,22,24,24,11,11,31,31,33,33,20,20,4,4,6,6,29,29].

Na Figura 5.16, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmônico espacial são 14.78% e 19.37% da componente fundamental, respetivamente.

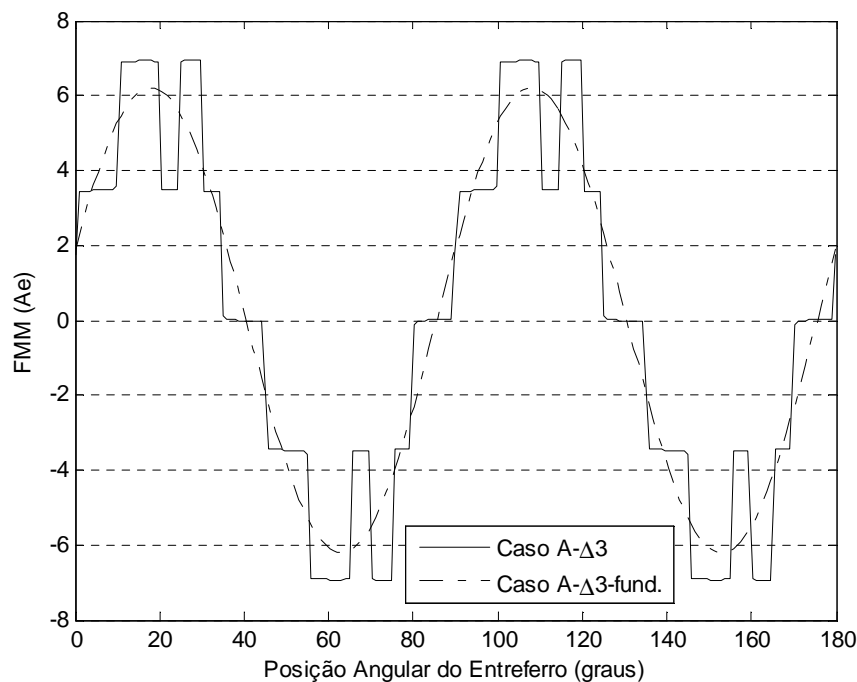


Figura 5.16 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A- $\Delta 3$

Ligação aos terminais U4,V4,W4 (caso A- $\Delta 4$)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [3,3,7,7,8,8,12,12,16,16,17,17,21,21,25,25,26,26,30,30,35,35,34,34];

Fase B: [9,9,13,13,14,14,18,18,22,22,23,26,27,27,31,31,32,32,36,36,5,5,4,4];

Fase C: [15,15,2,2,1,1,24,24,11,11,10,10,33,33,20,20,19,19,6,6,29,29,28,28].

Na Figura 5.17, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 14.61% e 7.84% da componente fundamental, respetivamente.

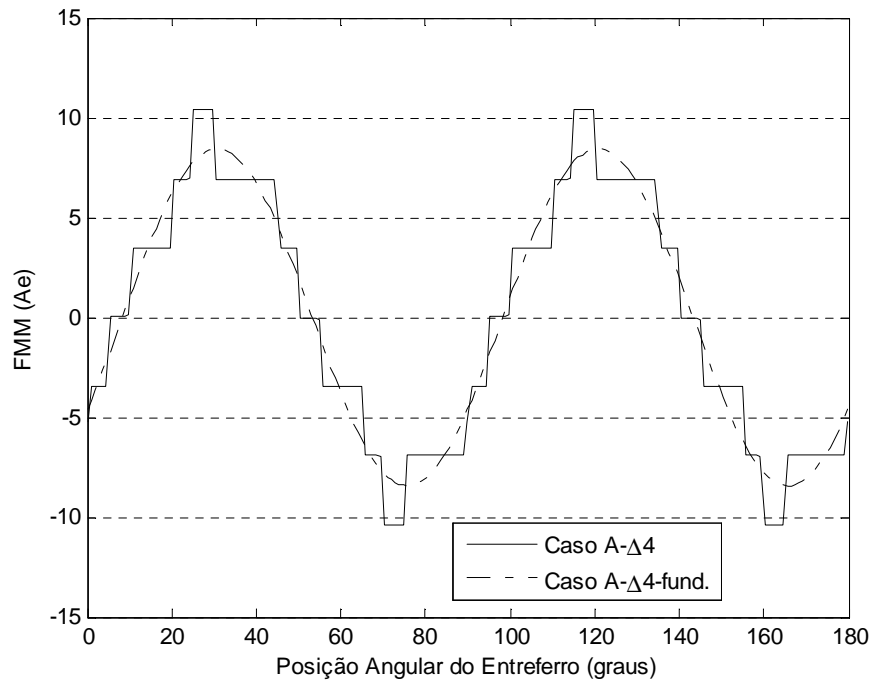


Figura 5.17 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso A- $\Delta 4$

Caso B: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.4)

Ligação normal (caso B-Y1)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30];

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

Na Figura 5.18, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5° e 7° harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

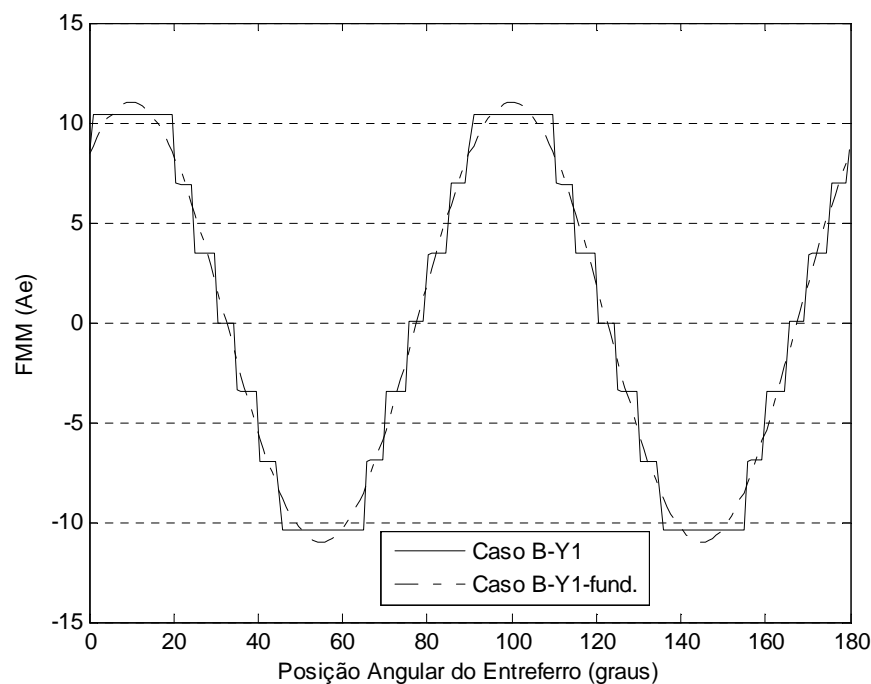


Figura 5.18 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso B-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso B-Y3)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,3,3,10,10,12,12,19,19,21,21,28,28,30,30];

Fase B: [7,7,9,9,16,16,18,18,25,25,27,27,34,34,36,36];

Fase C: [13,13,15,15,22,22,24,24,31,31,33,33,4,4,6,6].

Na Figura 5.19, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 0.68% e 9.49% da componente fundamental, respetivamente.

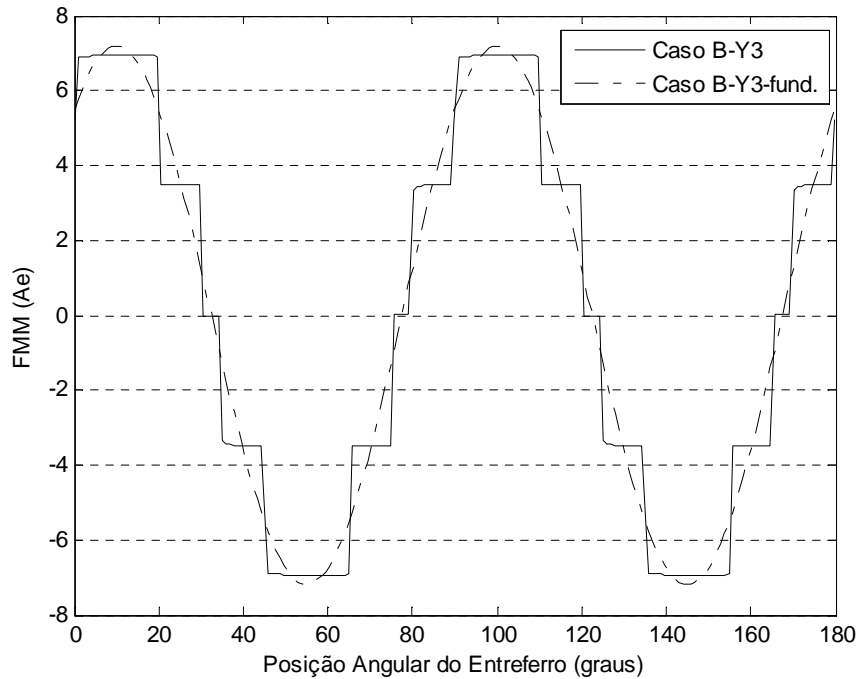


Figura 5.19 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso B-Y3

Caso C: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.6)

Ligação normal (caso C- $\Delta 1$)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,2,3,3,4,5,10,11,12,12,13,14,19,20,21,21,22,23,28,29,30,30,31,32];

Fase B: [7,8,9,9,10,11,16,17,18,18,19,20,25,26,27,27,28,29,34,35,36,36,37,2];

Fase C: [13,14,15,15,16,17,22,23,24,24,25,26,31,32,33,33,34,35,4,5,6,6,7,8].

Na Figura 5.20, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 0.83% e 2.15% da componente fundamental, respetivamente.

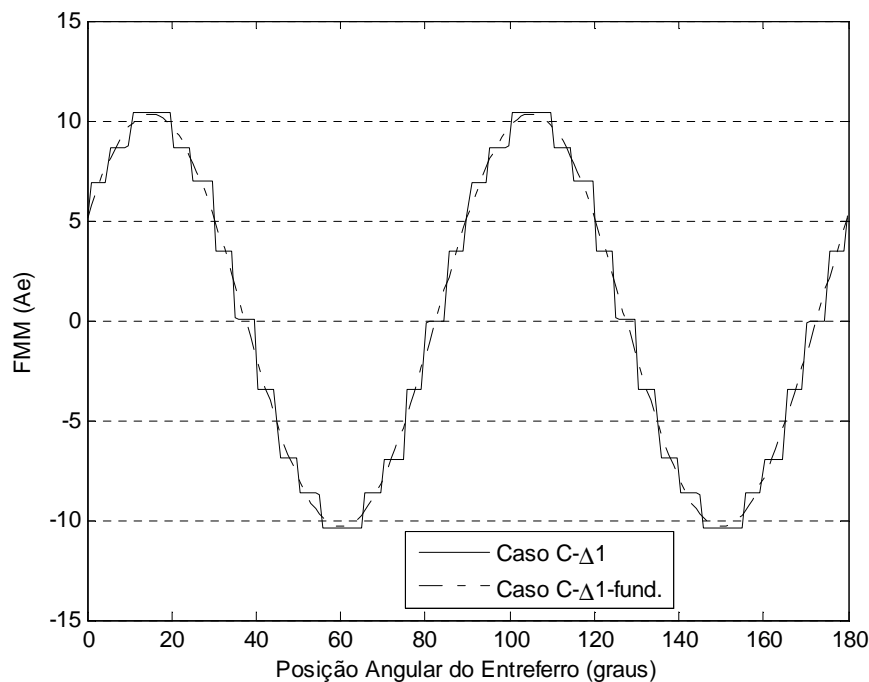


Figura 5.20 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- $\Delta 1$

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso C- $\Delta 3$)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,3,3,5,8,10,10,12,12,14,17,19,19,21,21,23,26,28,28,30,30,32,35,1];

Fase B: [7,9,9,11,14,16,16,18,18,20,23,25,25,27,27,29,32,34,34,36,36,3,5,7];

Fase C: [13,15,15,17,20,22,22,24,24,26,29,31,31,33,33,35,2,4,4,6,6,8,11,13].

Na Figura 5.21, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 2.99% e 15.14% da componente fundamental, respetivamente.

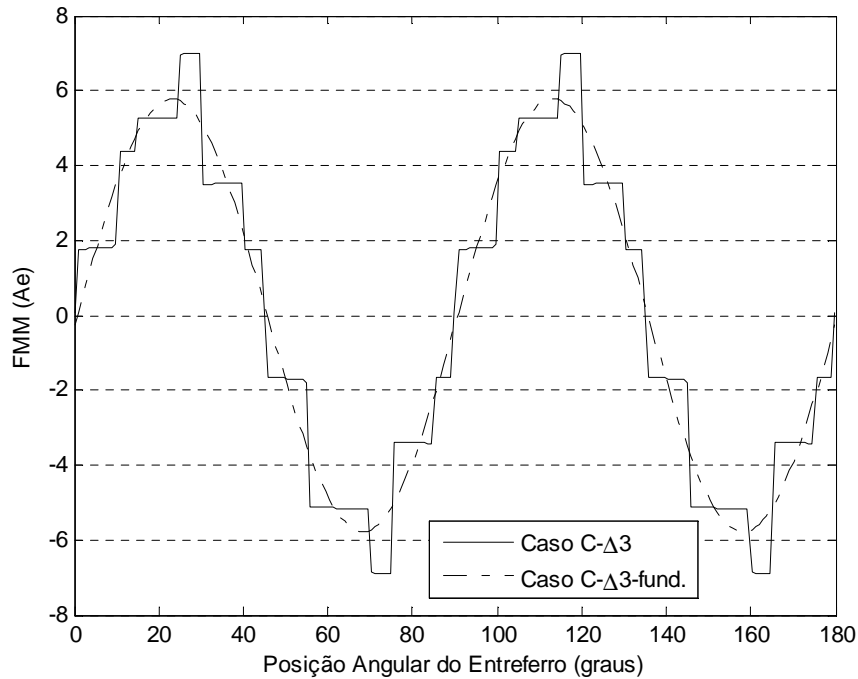


Figura 5.21 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- $\Delta 3$

Ligação aos terminais U4,V4,W4 (caso C- $\Delta 4$)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [3,5,7,8,9,10,12,14,16,17,18,19,21,23,25,26,27,28,30,32,34,35,36,1];

Fase B: [9,11,13,14,15,16,18,20,22,23,24,25,27,29,31,32,33,34,36,2,4,5,6,7];

Fase C: [15,17,1,2,3,4,24,26,10,11,12,13,33,35,19,20,21,22,6,8,28,29,30,31].

Na Figura 5.22, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 2.72% e 6.39% da componente fundamental, respetivamente.

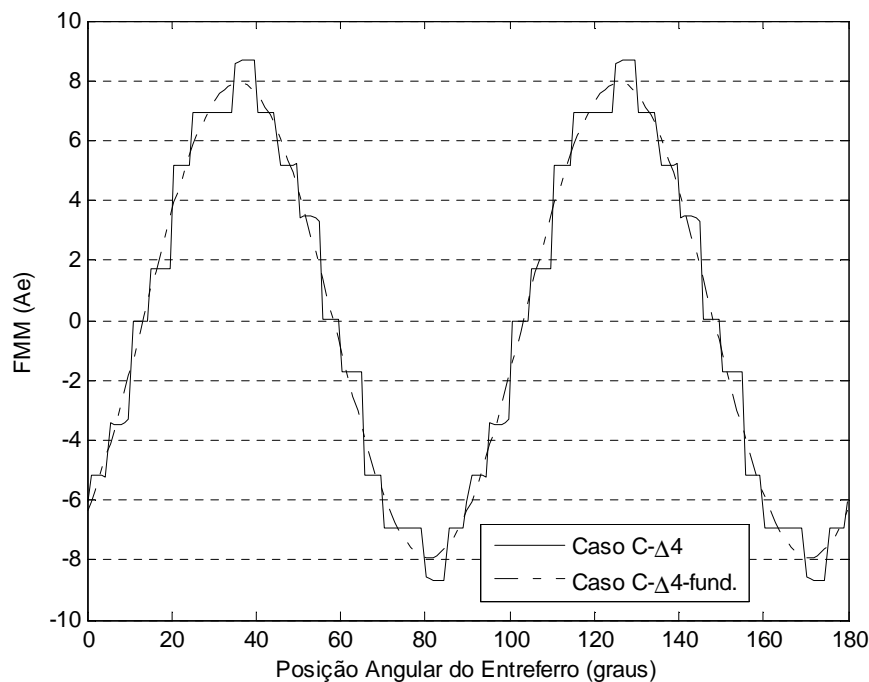


Figura 5.22 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso C- $\Delta 4$

Caso D: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.9)

Ligação normal (caso D-Y1)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,2,3,3,4,5,10,11,12,12,13,14,19,20,21,21,22,23,28,29,30,30,31,32];

Fase B: [7,8,9,9,10,11,16,17,18,18,19,20,25,26,27,27,28,29,34,35,36,36,37,2];

Fase C: [13,14,15,15,16,17,22,23,24,24,25,26,31,32,33,33,34,35,4,5,6,6,7,8].

Na Figura 5.23, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 0.83% e 2.15% da componente fundamental, respetivamente.

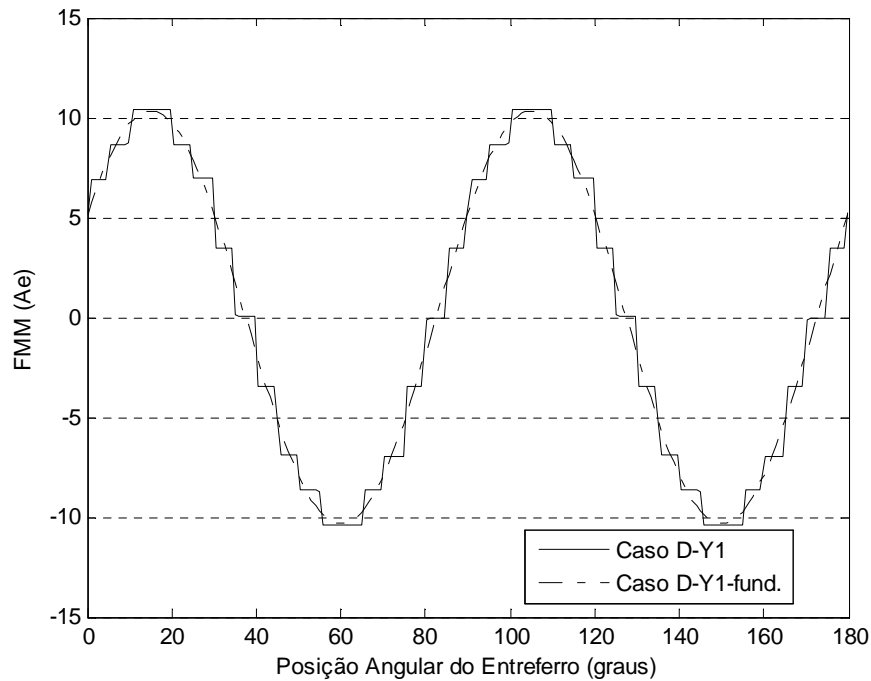


Figura 5.23 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso D-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso D-Y3)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,3,3,5,10,12,12,14,19,21,21,23,28,30,30,32];

Fase B: [7,9,9,11,16,18,18,20,25,27,27,29,34,36,36,2];

Fase C: [13,15,15,17,22,24,24,26,31,33,33,35,4,6,6,8].

Na Figura 5.24, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 0.68% e 9.49% da componente fundamental, respetivamente.

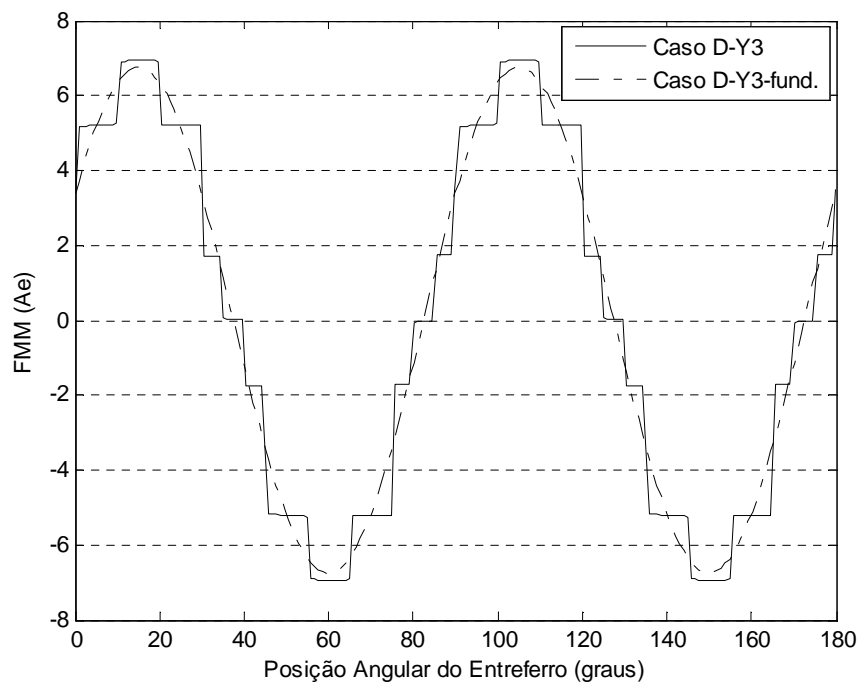


Figura 5.24 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso D-Y3

Caso E: Camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo (Figura 5.11)

Ligação normal (caso E- $\Delta 1$)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30];

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

Na Figura 5.25, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

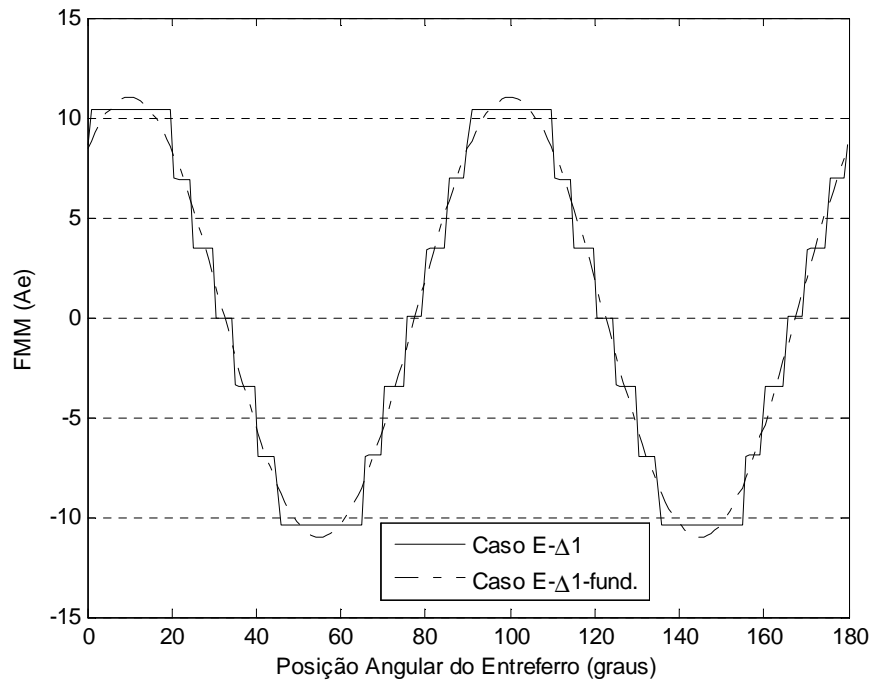


Figura 5.25 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso E-Δ1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso E-Δ3)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,2,3,7,8,9,10,11,12,16,17,18, 19,20,21,25,26,27,28,29,30,34,35,36];

Fase B: [7,8,9,13,14,15,16,17,18,22,23,24,25,26,27,31,32,33,34,35,36,4,5,6];

Fase C: [13,14,15,1,2,3,22,23,24,10,11,12, 31,32,33,19,20,21,4,5,6,28,29,30].

Na Figura 5.26, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

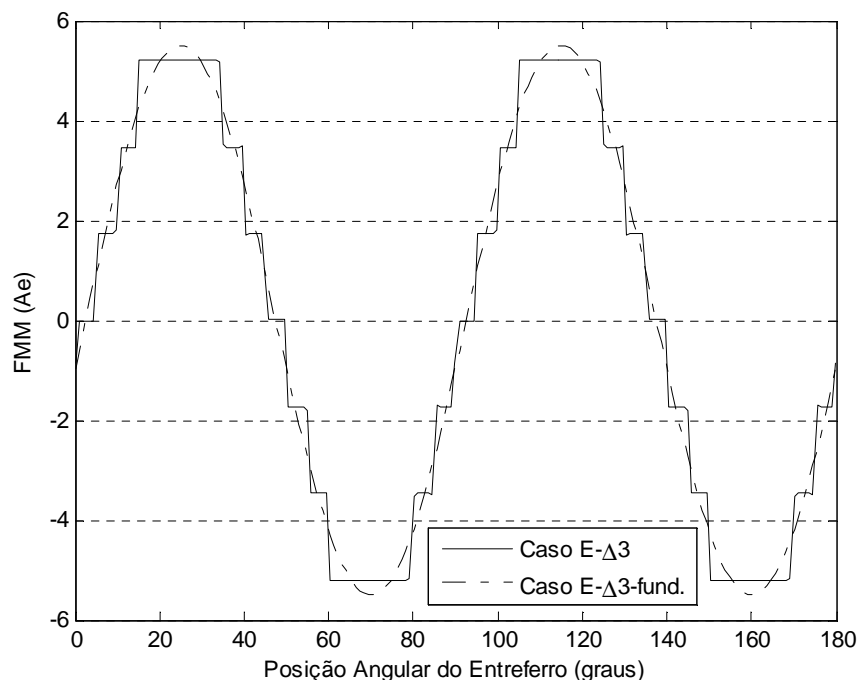


Figura 5.26 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso E- $\Delta 3$

Caso F: com camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela (Figura 5.12)

Ligação normal (caso F-Y1)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,1,2,2,3,3,10,10,11,11,12,12,19,19,20,20,21,21,28,28,29,29,30,30];

Fase B: [7,7,8,8,9,9,16,16,17,17,18,18,25,25,26,26,27,27,34,34,35,35,36,36];

Fase C: [13,13,14,14,15,15,22,22,23,23,24,24,31,31,32,32,33,33,4,4,5,5,6,6].

Na Figura 5.27, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

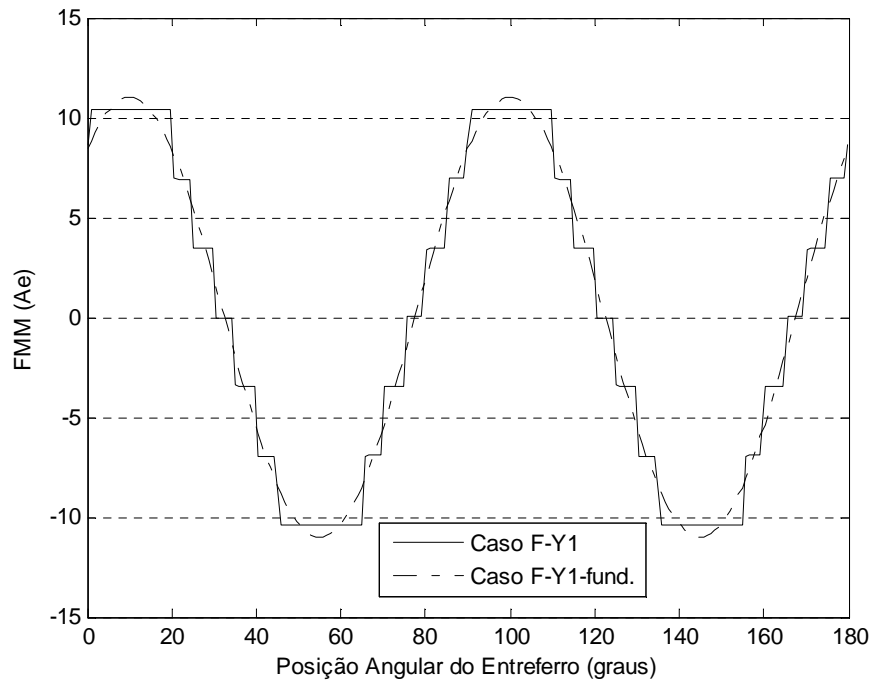


Figura 5.27 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso F-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso F-Y3)

A sequência de bobinas utilizada para cada fase foi a seguinte:

Fase A: [1,2,3,10,11,12,19,20,21,28,29,30];

Fase B: [7,8,9,16,17,18,25,26,27,34,35,36];

Fase C: [13,14,15,22,23,24,31,32,33,4,5,6].

Na Figura 5.28, podemos encontrar a forma de onda da força magnetomotriz para este caso. As percentagens do 5º e 7º harmónico espacial são 4.53% e 2.64% da componente fundamental, respetivamente.

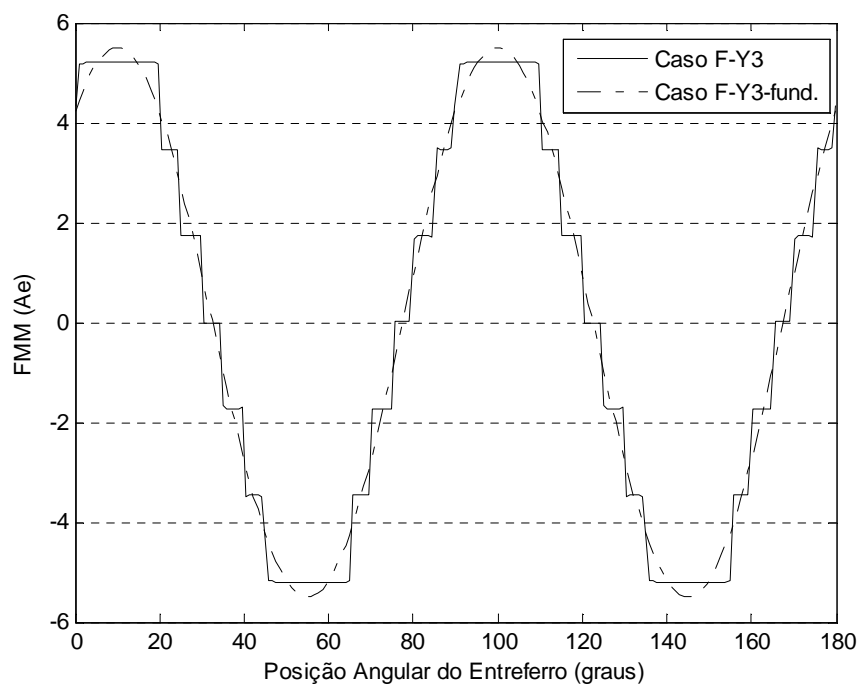


Figura 5.28 - Forma de onda da FMM no entreferro para o caso F-Y3

Na tabela seguinte encontram-se os valores calculados e simulados ao longo do capítulo 5. É de ressaltar que foi considerada uma corrente de magnetização constante para o cálculo da força magnetomotriz, bem como uma tensão de fase constante e desprezo da saturação magnética para o cálculo do fluxo de magnetização e binário.

Tabela 5.2 – Tabela comparativa entre os valores obtidos a partir da simulação dos casos propostos

Casos	Corrente de Magnetização Constante				Tensão por fase constante e sem saturação	
	Relação entre componentes fundamentais da <i>FMM</i>	5ºHarm. <i>FMM</i>	7ºHarm. <i>FMM</i>	Coefficiente de distorção	Relação entre componentes fundamentais do Φ	Binário estimado ⁹
Caso A-Δ1	100%	4,53%	2,64%	0,0139	56,57%	32,00%
Caso A-Δ3	56,57%	14,78%	19,37%	0,102	100%	100%
Caso A-Δ1	100%	4,53%	9,21%	0,0139	76,72%	58,86%
Caso A-Δ4	76,72%	14,61%	7,84%	0,0486	100%	100%
Caso B-Y1	100%	4,53%	2,64%	0,0139	65,27%	42,6%
Caso B-Y3	65,27%	3,69%	11,65%	0,0347	100%	100%
Caso C-Δ1	100%	0,83%	2,15%	0,011	56,57%	32%
Caso C-Δ3	56,57%	2,99%	15,14%	0,0542	100%	100%
Caso C-Δ1	100%	0,83%	2,15%	0,011	76,72%	58,86%
Caso C-Δ4	76,72%	2,72%	6,39%	0,179	100%	100%
Caso D-Y1	100%	0,83%	2,15%	0,011	65,27%	42,6%
Caso D-Y3	65,27%	0,68%	9,49%	0,0254	100%	100%
Caso E-Δ1	100%	4,53%	2,64%	0,0139	50%	25%
Caso E-Δ3	50%	4,52%	2,64%	0,0139	100%	100%
Caso F-Y1	100%	4,53%	2,64%	0,0139	50%	25%
Caso F-Y3	50%	4,53%	2,64%	0,0139	100%	100%
Estrela	100%	4,53%	2,64%	0,0139	57,74%	33,34%
Triângulo	57,74%	4,53%	2,64%	0,0139	100%	100%

Partindo da relação de fluxo do caso de referência (57.74%), facilmente se encontram ligações que poderão oferecer um mesmo desempenho eletromagnético.

A relação entre os casos A-Δ1|A-Δ3 e C-Δ1|C-Δ3 é de 56.57%, o que oferece um desvio absoluto de apenas 2% em relação ao valor base. Mesmo que com uma percentagem superior de distorção harmónica, este conjunto de casos representa as hipóteses mais viáveis a nível teórico, para a finalidade pretendida.

Os dados referentes aos casos E-Δ1|E-Δ3 e F-Y1|F-Y3, são igualmente satisfatórios, podendo na prática aproximarem-se mais das relações pretendidas.

⁹ $T \propto \Phi^2$

Os casos que têm a ligação estrela como base, e se baseiam na alteração do fator de enrolamento (caso B e D), obtiveram valores de fluxo e binário interessantes no estudo desta metodologia em motores com carga variável.

Para as ligações A- Δ 1|A- Δ 4 e C- Δ 1|C- Δ 4, os valores obtidos não são tao interessantes como os demais, no entanto é necessário que sejam tidos em conta uma vez que na prática, fatores como a percentagem de distorção harmónica, a saturação e desequilíbrios poderão alterar os valores obtidos de forma significativa.

6. ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Este capítulo encontra-se dividido em cinco secções. Inicialmente, são descritos os constituintes do sistema utilizado para a aquisição dos dados referentes aos ensaios em vazio, com carga variável, rotor bloqueado e regime transitório.

Na segunda secção serão apresentados os valores obtidos nos ensaios realizados no Instituto Superior de Engenharia de Coimbra que tiveram como finalidade, além da obtenção das formas de onda e de valores de funcionamento, da triagem dos casos que teriam interesse em ser implementados para vários níveis de carga.

Na terceira, quarta e quinta secção encontram-se as formas de onda e dados recolhidos nos ensaios com carga variável, rotor bloqueado e regime transitório, levados a cabo no Instituto de Sistemas e Robótica. Em regime transitório, os ensaios foram efetuados com e sem contactor principal, permitindo perceber se a remoção de um contactor permite obter transições mais suaves.

6.1. Descrição do Sistema

De forma a comprovar os dados teóricos obtidos, foram efetuados alguns ensaios a motores de indução trifásicos, com e sem carga.

Os ensaios efetuados foram divididos em dois locais, sendo que a bancada de ensaios difere de um para o outro.

Na primeira parte, os ensaios foram efetuados no Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, sendo que o material utilizado foi o seguinte:

- Motor de indução trifásico da WEG de 3 kW, 4 polos, 400V/690V com os enrolamentos do estator acessíveis (ANEXO II)
- Autotransformador TRT13A
- Analisador de potência C.A. 8220
- Multímetro digital Metrix PX 120
- Estroboscópio CDA 9452

➤ Osciloscópio TDS2000

O analisador de potência foi utilizado para obter os valores de tensão, corrente, frequência, componentes harmônicos, potência ativa, reativa e aparente. O multímetro digital foi utilizado para oferecer alguma redundância aos dados recolhidos, sendo utilizado para comprovar os dados obtidos pelo analisador. O estroboscópio foi utilizado para medir a velocidade do motor e o osciloscópio para obter as formas de onda da tensão aos terminais das bobinas de teste. Na Figura 6.1 pode-se observar a bancada de ensaios utilizada.

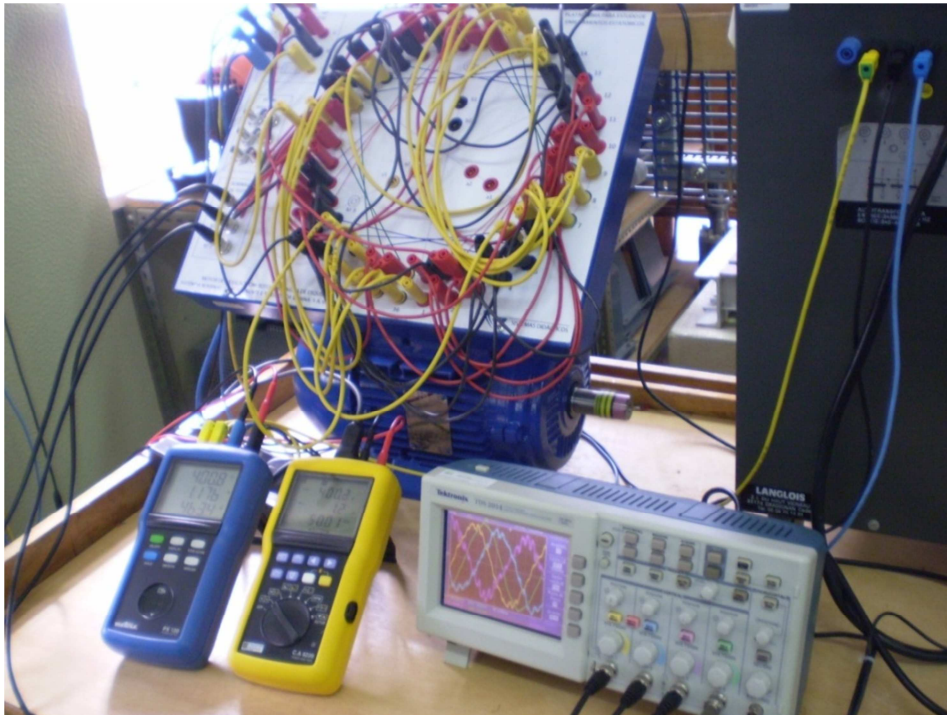


Figura 6.1 – Bancada de testes utilizado no ISEC

Na segunda parte, os ensaios foram efetuados no Instituto de Sistemas e Robótica, onde foram efetuados os ensaios com varias os níveis de tensão e carga, com rotor bloqueado e em regime transitório, para desta forma obter as curvas características da máquina para as várias ligações propostas. O material utilizado foi o seguinte:

- Motor de indução trifásico da WEG de 4 kW, 4 polos, 400V/690V com os enrolamentos do estator acessíveis (ANEXO III)
- Autotransformador Slidac
- Analisador de potência Yokogawa WT 1030M
- Dinamómetro Magtrol HD-815-8NA
- Multímetro digital Fluke CNX 3000

- Osciloscópio TDS2000
- Módulo de Entradas Analógicas NI-9215
- Contactores WEG CWM25

O analisador de potência foi utilizado para obter os valores de tensão, corrente, frequência, potência ativa, reativa e aparente, fator de potência, binário, velocidade, deslizamento, rendimento do motor e componentes harmônicos. A carga do motor é imposta por um dinamómetro eletromecânico. O osciloscópio foi utilizado para a obtenção das formas de onda da tensão aos terminais das bobinas de teste. O multímetro foi utilizado para medir a resistência aos terminais da termorresistência (PT 100).

Foram utilizados três contactores e o módulo de entradas analógicas para realizar os ensaios das ligações propostas e da estrela-triângulo, em regime transitório (Figura 6.3). Na Figura 6.2 pode-se observar a bancada de ensaios utilizada.

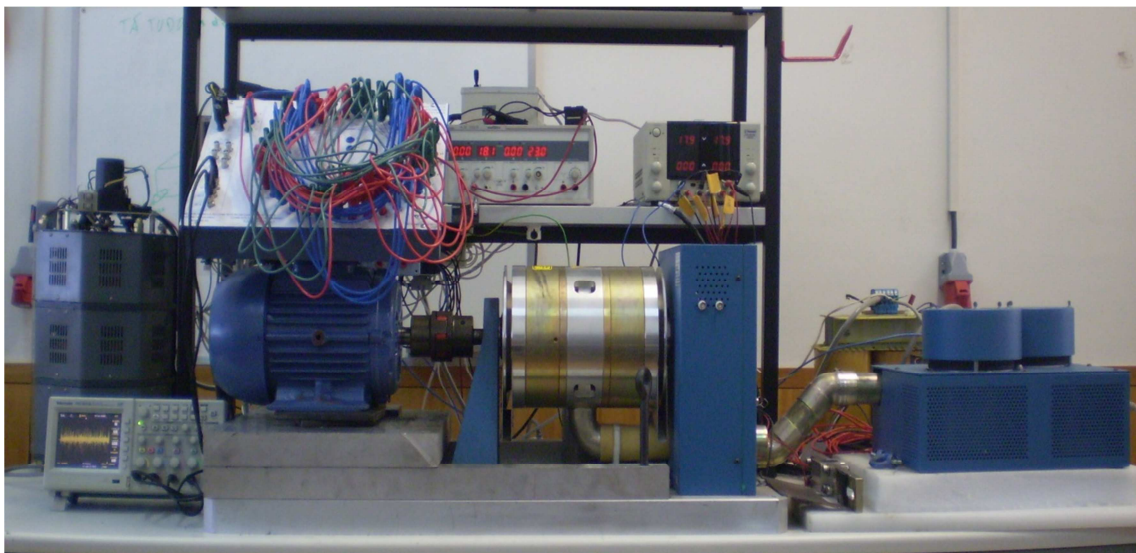


Figura 6.2 - Bancada de testes utilizada no ISR

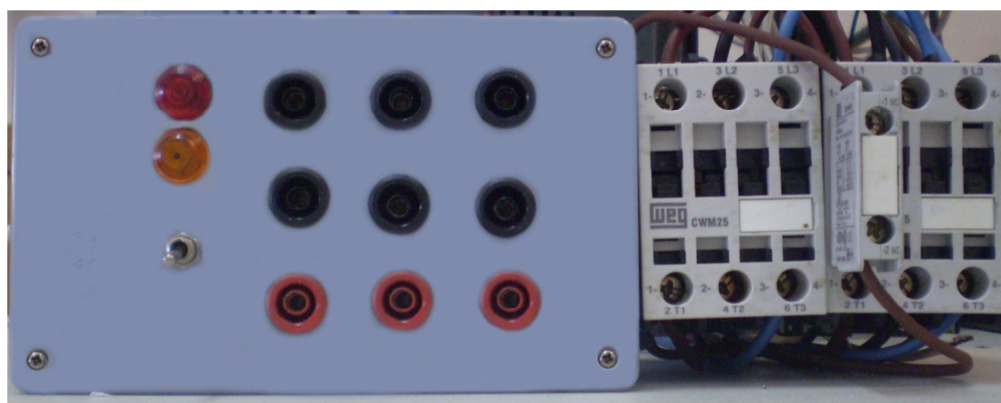


Figura 6.3 - Sistema utilizado para alterar as ligações nos enrolamentos estatóricos

6.2. Ensaio em Vazio

Tal como referido anteriormente, os ensaios em vazio foram efetuados no Instituto Superior de Engenharia de Coimbra e tiveram como finalidade a averiguação das relações obtidas no capítulo 5. Para tal, procedeu-se à obtenção das formas de onda da tensão por bobina, e ao registo da tensão, corrente, potência ativa, fator de potência e velocidade para cada um dos casos.

De forma a simplificar a análise dos dados experimentais, o fluxo foi mantido abaixo do limite de saturação, pelo que, os ensaios foram efetuados com valores de tensão de alimentação reduzidos.

Tendo como base a relação de proporcionalidade existente entre o fluxo de magnetização e a tensão induzida dada pela equação (2.3), foi medida a tensão aos terminais de uma bobina de teste. Através dos valores da tensão na bobina, é possível obter a relação entre o fluxo de magnetização para as várias ligações. A bobina de teste utilizada tem 10 espiras e encontra-se em torno de um dente no estator.

Na Tabela 6.1, o valor relativo à componente espacial do fluxo de magnetização (em percentagem, considerando a ligação que produz maior fluxo como referência), e os valores percentuais dos harmónicos espaciais de 3^a, 5^a e 7^a ordem (considerando a componente fundamental como referência), são apresentados. Estes valores foram calculados através da análise da forma de onda da tensão da bobina de teste no Matlab.

Na Tabela 6.2, a tensão na bobina de teste, corrente de linha, potência ativa e fator de potência são apresentados para os casos em que o motor arrancou normalmente.

Caso de Referência: Ligações estrela e triângulo, com enrolamento de camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo alimentadas aos terminais U1,V1,W1

Com este caso, é possível obter a relação de fluxo de magnetização que servirá de referência para os restantes casos.

Ligação em Estrela:

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.4. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.8758 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 4.31%, 1.38% e 2.93%, respetivamente.

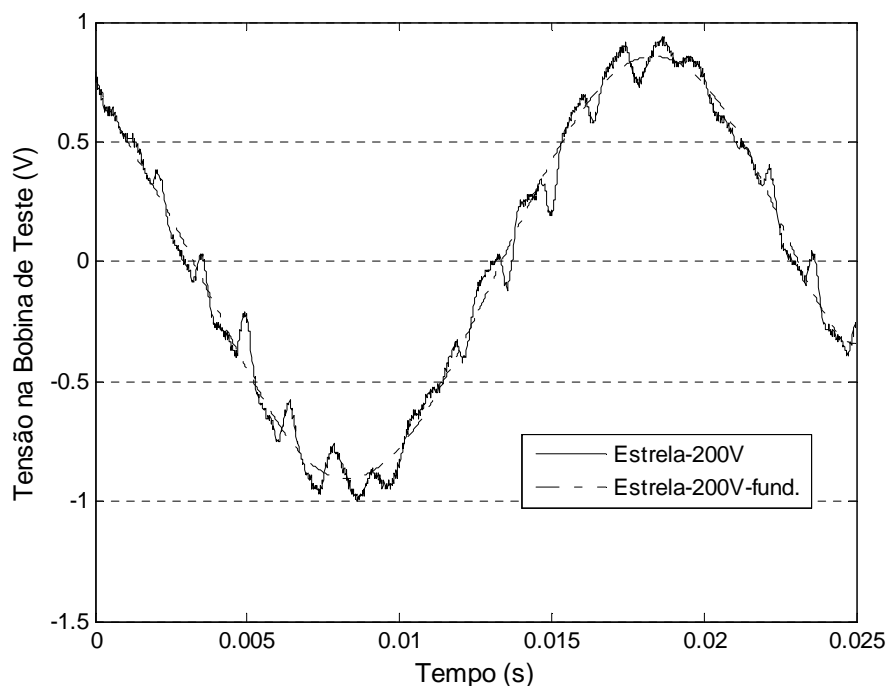


Figura 6.4 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para a ligação em estrela

Ligação em Triângulo:

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.5. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.5183 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 2.04%, 2.65% e 1.49%, respetivamente.

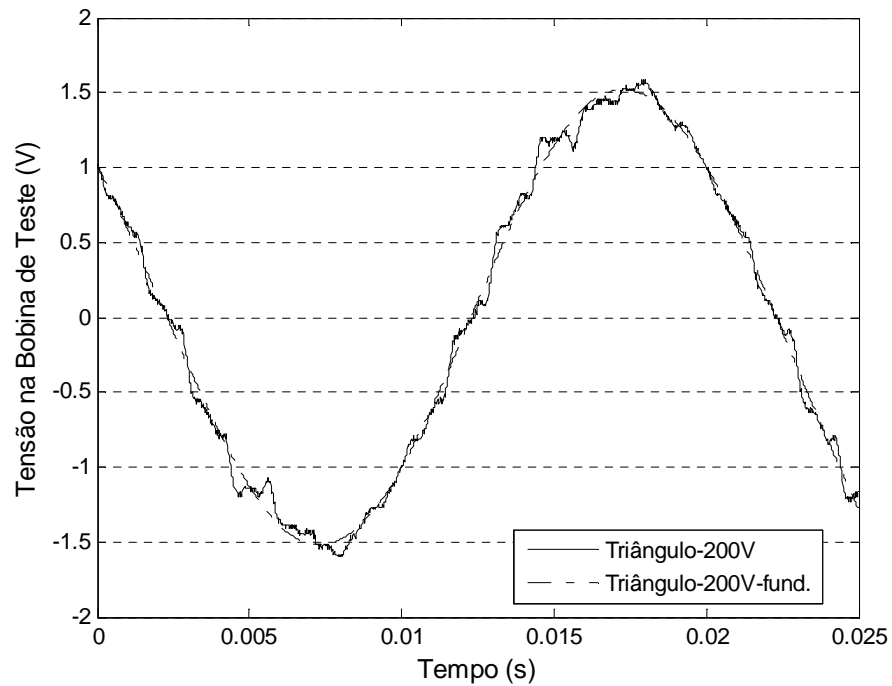


Figura 6.5 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para a ligação em triângulo

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19ª), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado de seguida.

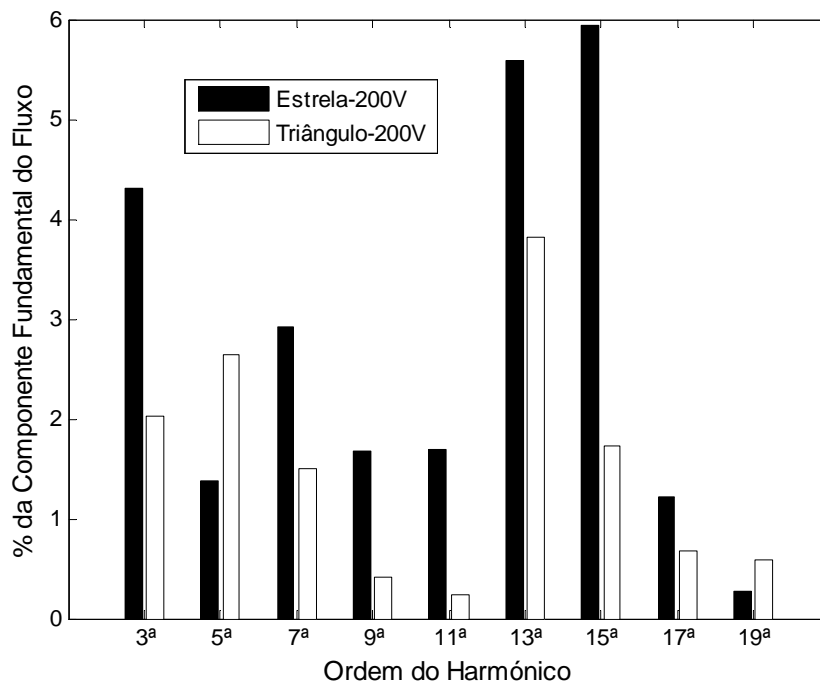


Figura 6.6 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso de referência

As percentagens de cada componente harmónica serão tomadas como referência para os casos seguintes.

Caso A: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.1)

Ligação normal (caso A- $\Delta 1$)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.7. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.5183 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 2.04%, 2.65% e 1.49%, respetivamente.

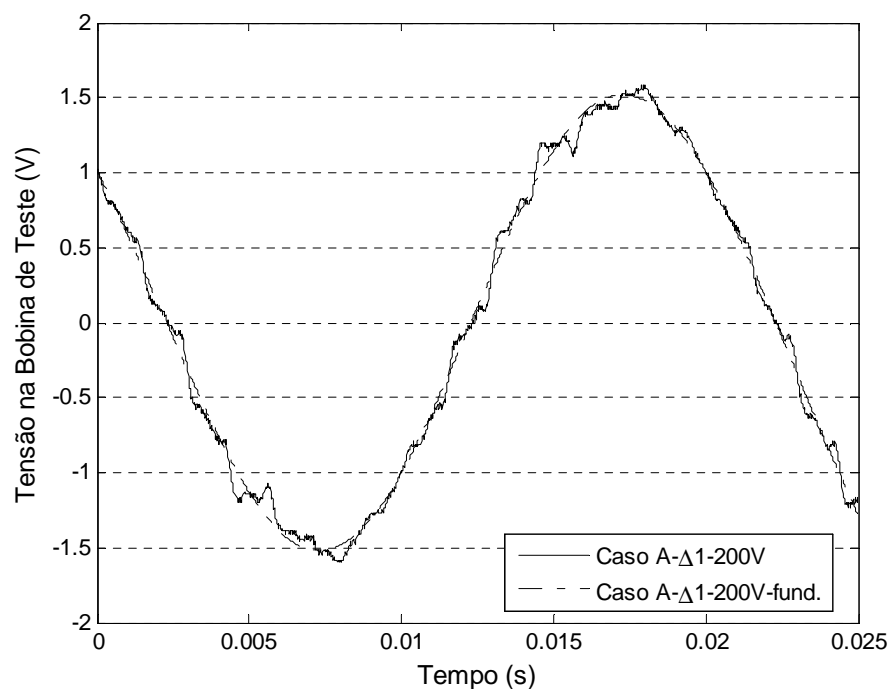


Figura 6.7 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A- $\Delta 1$

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso A- $\Delta 3$)

Para esta ligação, o motor não arrancou normalmente, devido à elevada percentagem de harmónicos de ordem ímpar, que fez com que o motor ficasse “preso” a 1/7 (≈ 214 rpm) da

sua velocidade de sincronismo. Como tal, este ensaio foi efetuado a 1/4 da tensão de referência (50V).

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.8. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.6039 V. Sendo a componente fundamental do fluxo de magnetização, no motor de indução a operar em vazio, proporcional à tensão, o valor da componente fundamental para o valor de tensão de referência (200V), poderá ser estimado, multiplicando o valor obtido por 4, o que dará 2.4156 V.

A percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 9.84%, 25.91% e 13.52%, respetivamente.

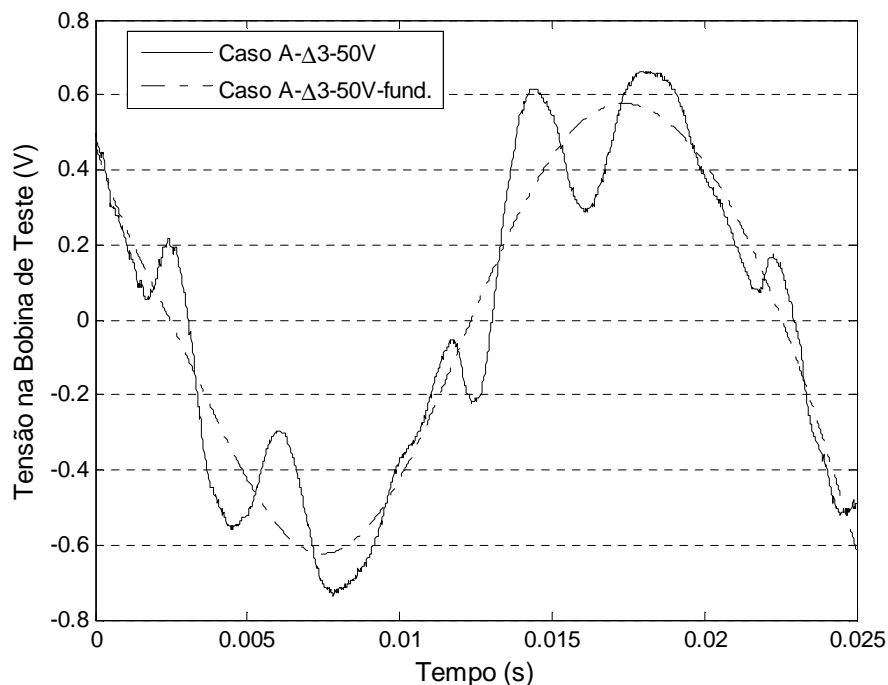


Figura 6.8 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A-Δ3

Ligação aos terminais U4,V4,W4 (caso A-Δ4)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.9. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.3743 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 3.59%, 2.29% e 0.7%, respetivamente.

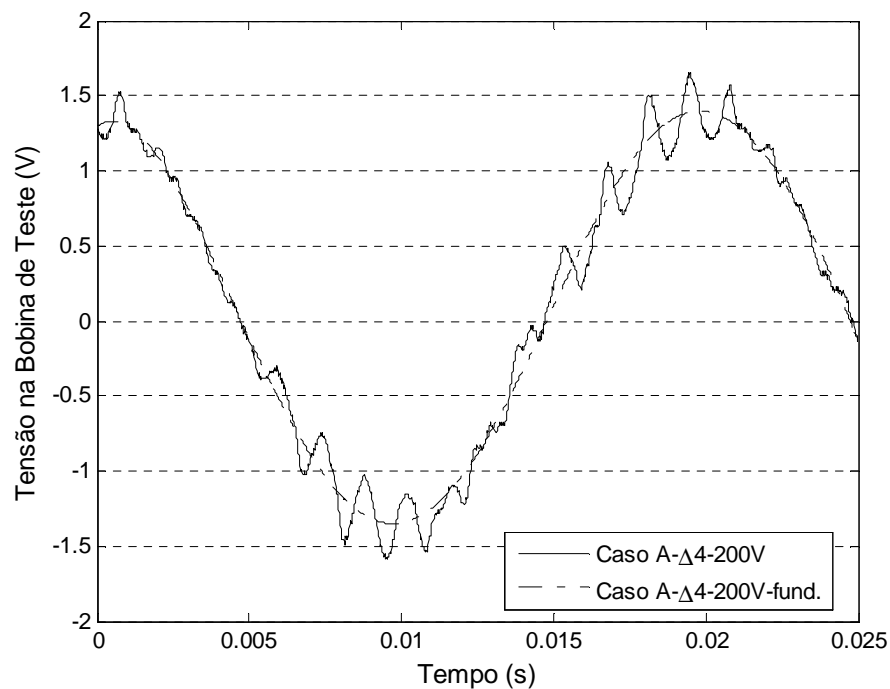


Figura 6.9 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso A-Δ4

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19ª), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.10.

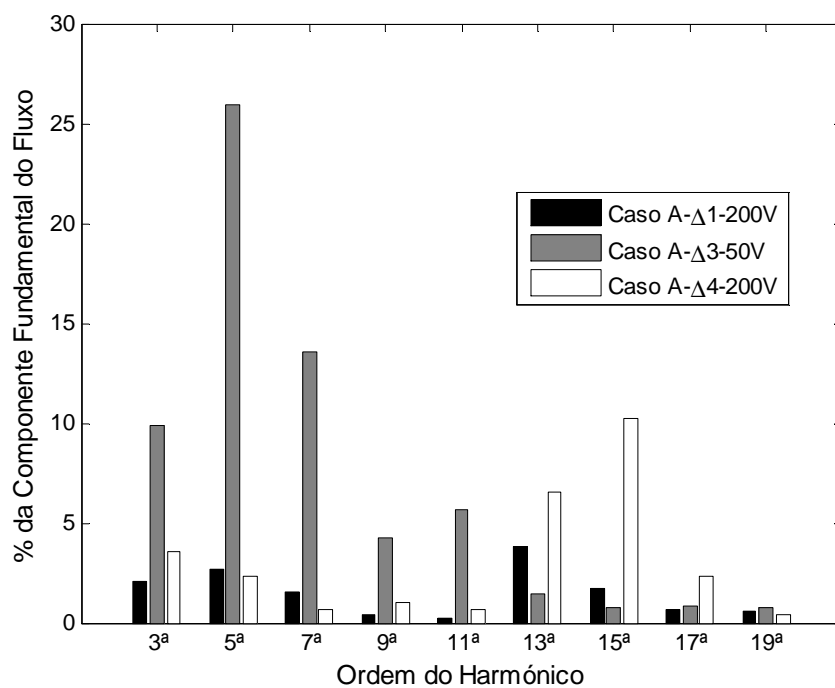


Figura 6.10 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso A

É de notar a elevada percentagem de harmónicos de 3^a, 5^a e 7^a ordem, no caso A- Δ 3, que estarão na origem do funcionamento deficiente do motor.

Os restantes casos apresentam uma percentagem de distorção harmónica baixa, sendo na maioria das frequências, inferior a 5%.

Caso B: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.4)

Ligação normal (caso B-Y1)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.11. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.8758 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 4.31%, 1.38% e 2.93%, respetivamente.

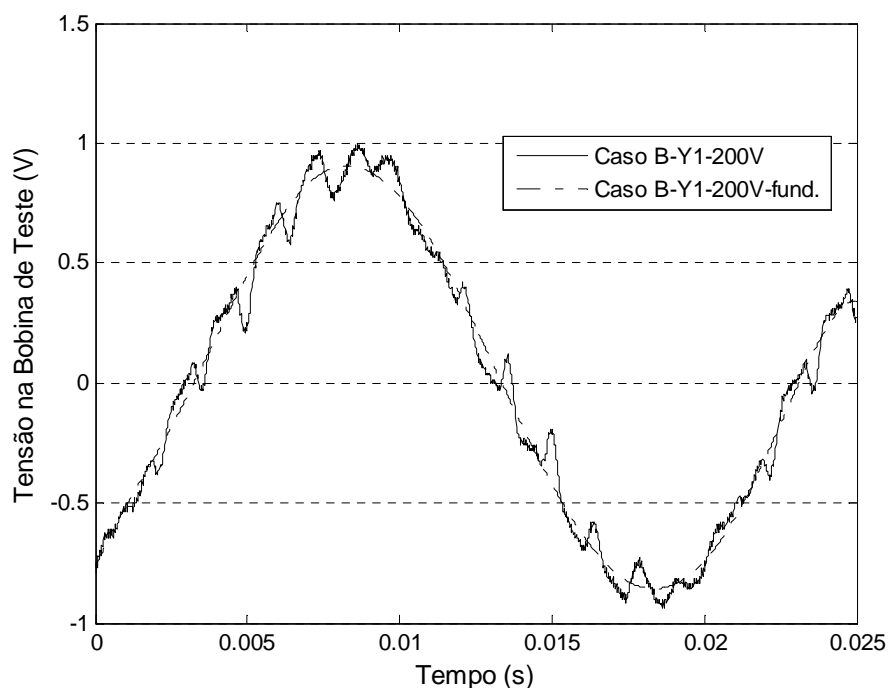


Figura 6.11 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso B-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso B-Y3)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.11. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.3544 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 4%, 2.4% e 2.66%, respetivamente.

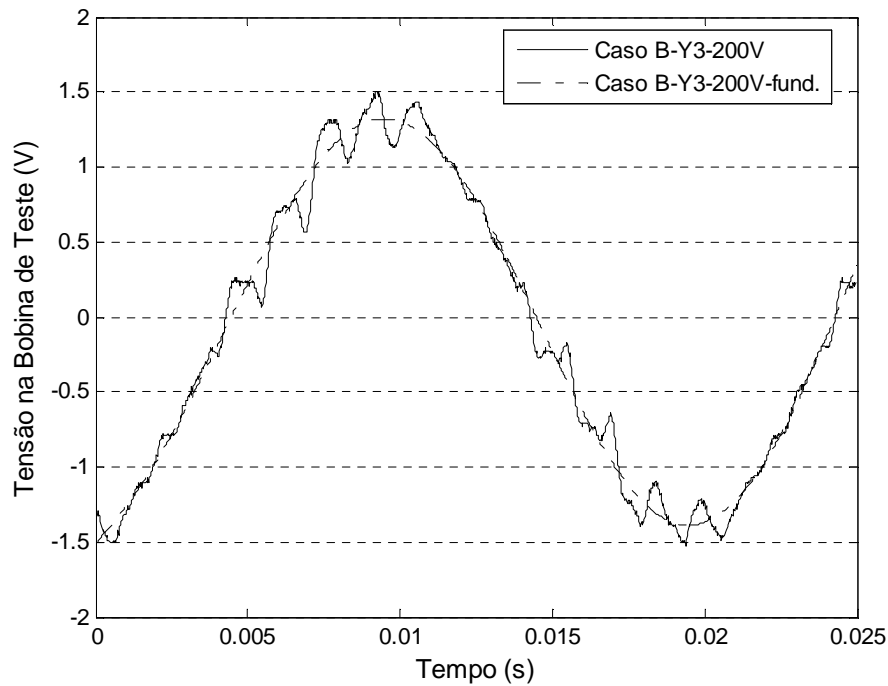


Figura 6.12 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso B-Y3

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19^a), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.13.

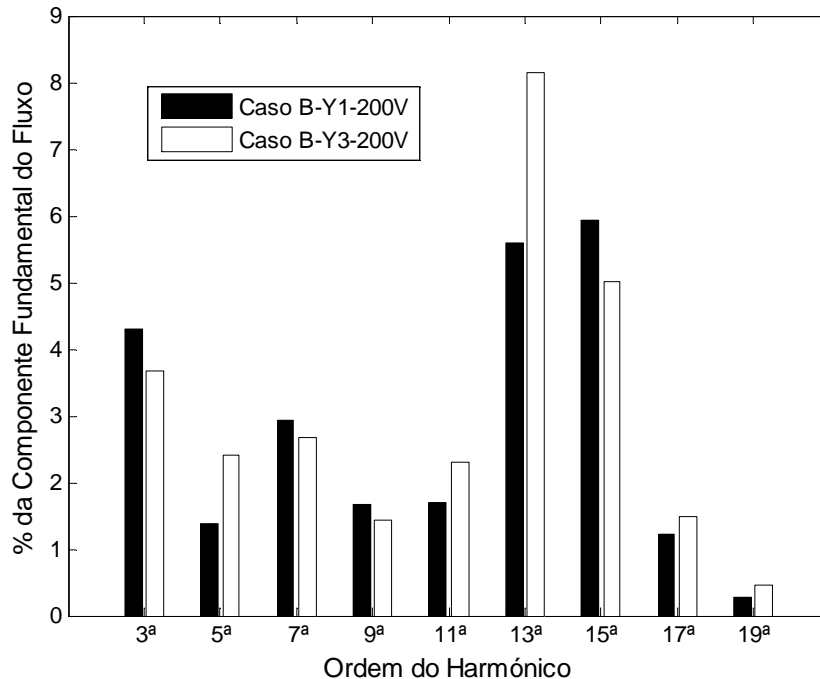


Figura 6.13 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso B

Em ambas as ligações o motor arrancou de forma normal, alcançando uma velocidade próxima da de sincronismo.

Para ambos os casos, a percentagem total de distorção harmónica espacial é baixa. À semelhança do caso de referência, para os harmónicos de baixa frequência, que representam um maior impacto no desempenho do motor, a sua percentagem é inferior a 5%.

Caso C: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.6)

Ligação normal (caso C-Δ1)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.14. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.4959 V, a percentagem do harmónico espacial de 3ª, 5ª e 7ª ordem em relação à componente fundamental é de 3.47%, 2.06% e 2.37%, respetivamente.

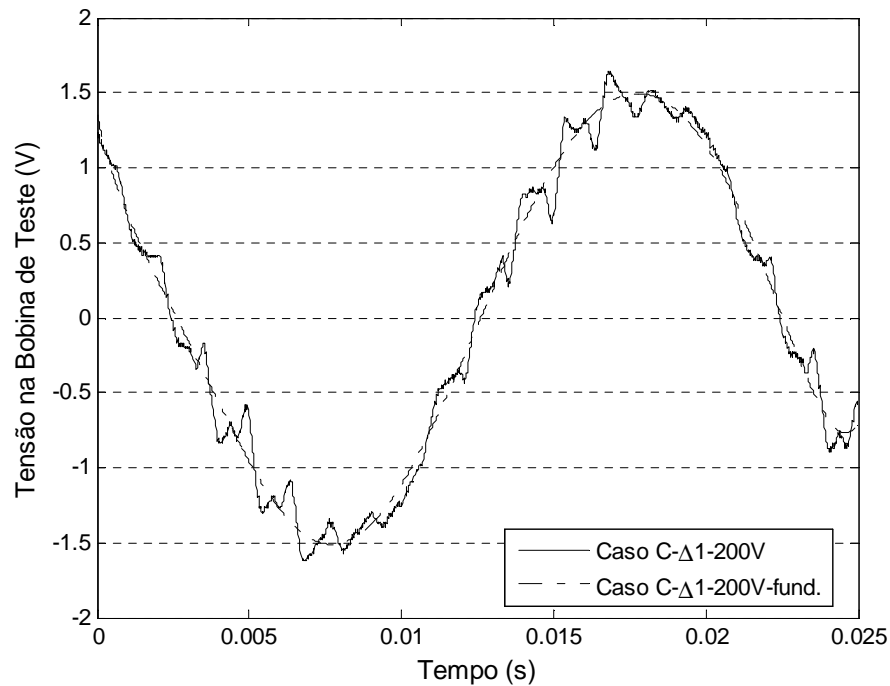


Figura 6.14 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C- $\Delta 1$

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso C- $\Delta 3$)

Esta ligação não arrancou normalmente, devido à elevada percentagem de harmónicos de ordem ímpar, que fez com que o motor ficasse “preso” a $1/7$ (≈ 214 rpm) da sua velocidade normal em vazio. Como tal, este ensaio foi efetuado a $1/4$ da tensão de referência (50V).

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.15. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.5483 V. Multiplicando o valor obtido por 4, o fluxo será de 2.1932 V.

A percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 52.22%, 27.74% e 16.6%, respetivamente.

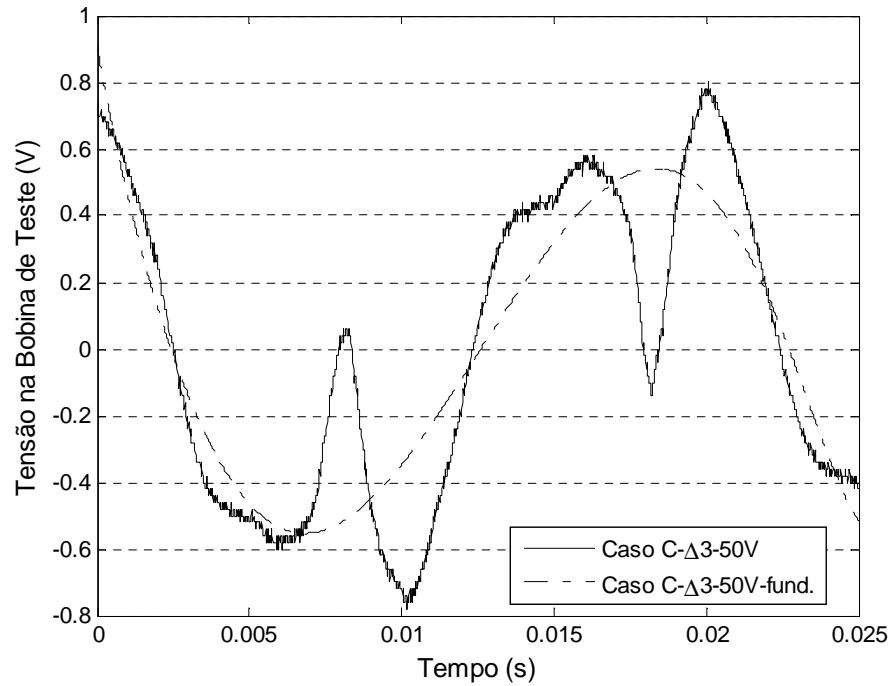


Figura 6.15 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C-Δ3

Ligação aos terminais U4,V4,W4 (caso C-Δ4)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.16. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.7118 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 3.47%, 2.06% e 2.37%, respetivamente.

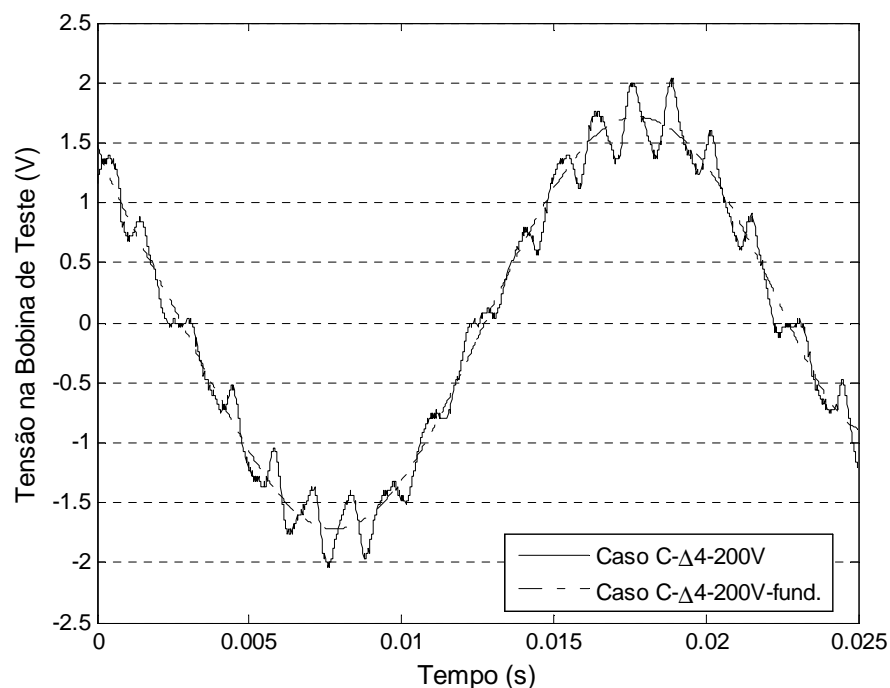


Figura 6.16 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso C-Δ4

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19ª), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.17.

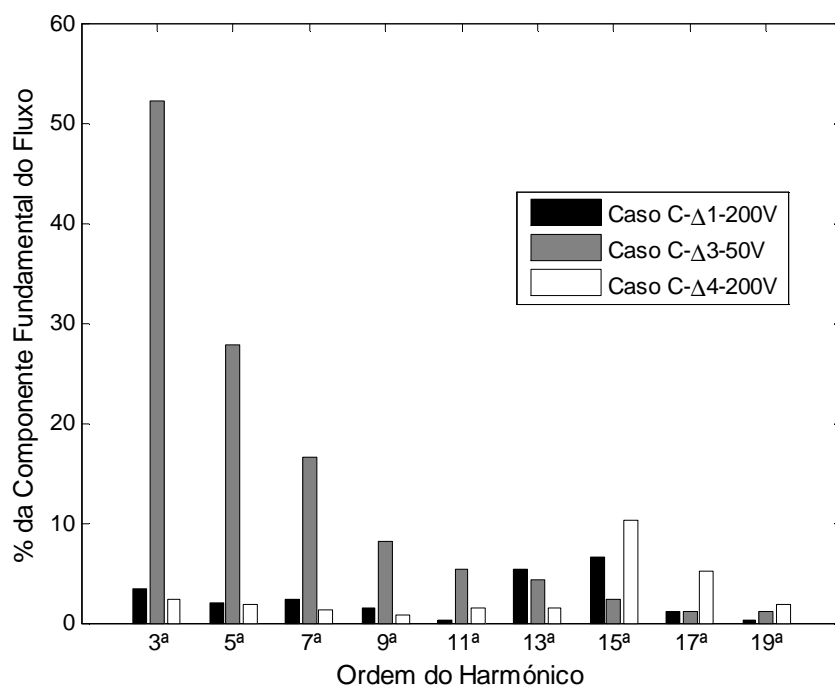


Figura 6.17 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso C

Comparando a forma de onda do caso C- Δ 4 com a do caso C- Δ 1, esta apresenta maiores variações de pico, o que é causado por harmónicos de frequências mais elevadas. Este facto pode-se observar no espectro harmónico de ambas as ligações (Figura 6.17), uma vez que a partir do harmónico de 15ª ordem, a percentagem para o caso C- Δ 4 é maior do que a do caso C- Δ 1.

Para o caso C- Δ 3, a percentagem do 3º, 5º e 7º harmónico é bastante elevada, sendo no caso do primeiro, superior a 50%. Este indicativo está na origem do funcionamento deficiente do motor com esta ligação.

Caso D: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.9)

Ligação normal (caso D-Y1)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.18. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.8693 V, a percentagem do harmónico espacial de 3ª, 5ª e 7ª ordem em relação à componente fundamental é de 2,39%, 0.84% e 1.74%, respetivamente.

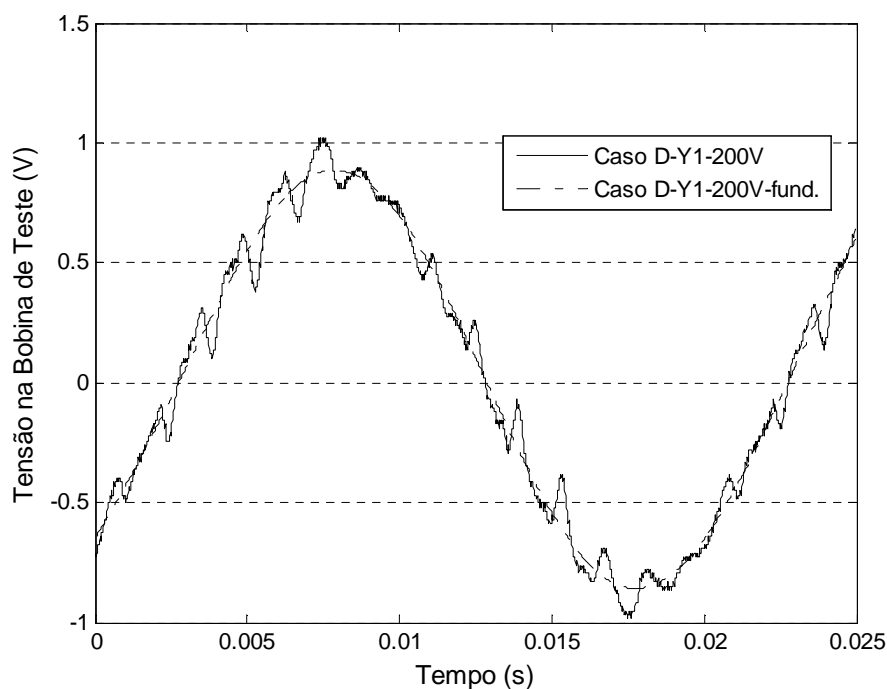


Figura 6.18 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso D-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso D-Y3)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.22. O valor da componente fundamental obtido foi de 1,3892 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 2%, 0.48% e 2.15%, respetivamente.

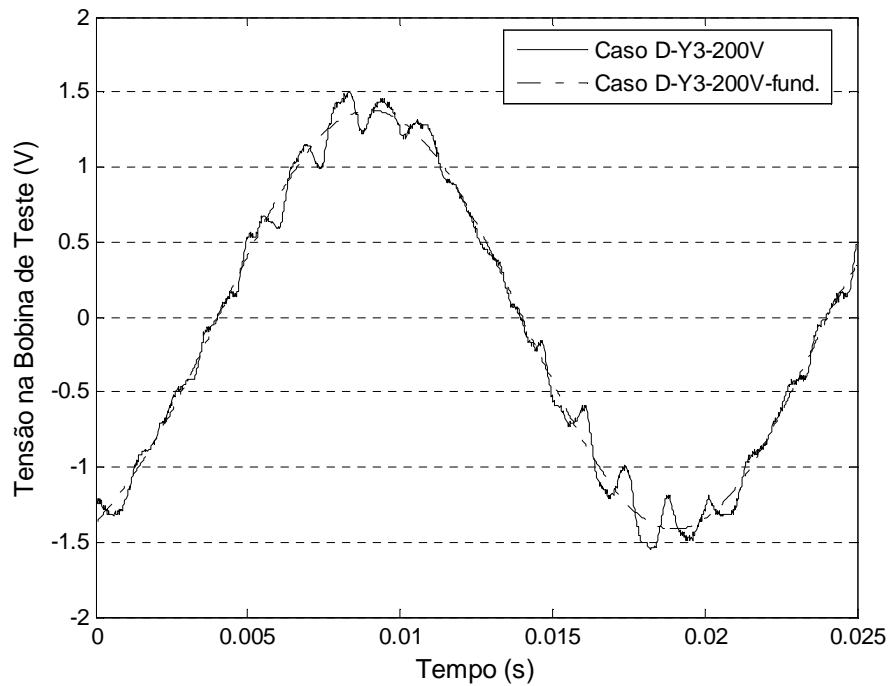


Figura 6.19 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso D-Y3

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19^a), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.23

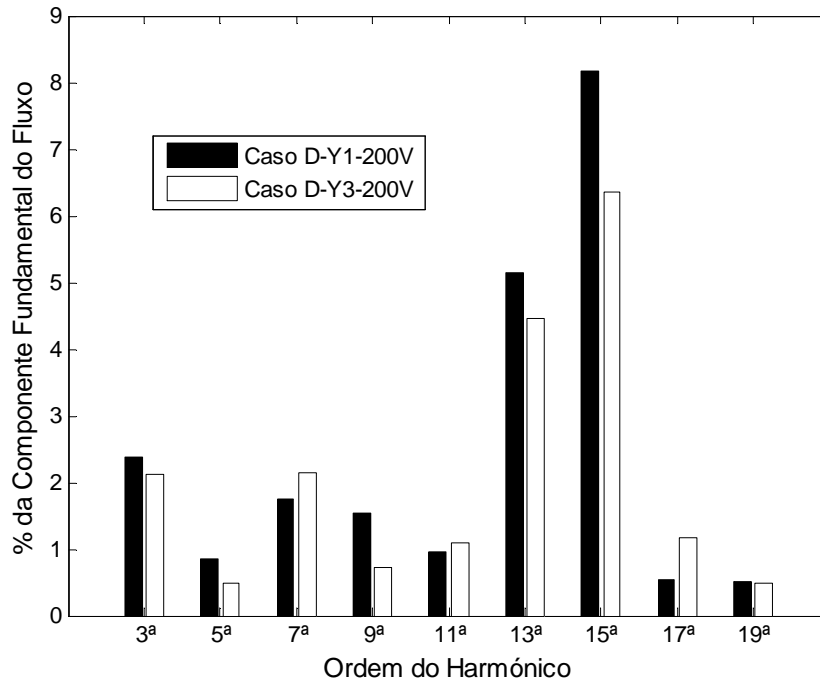


Figura 6.20 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso D

Em ambas as ligações o motor arrancou de forma normal, alcançando uma velocidade próxima da de sincronismo.

Para ambos os casos, a percentagem total de distorção harmónica espacial é baixa, sendo para os harmónicos de baixa frequência inferior a 3%. A percentagem maior de distorção encontra-se nos harmónicos de 13ª e 15ª ordem, o que causou uma maior instabilidade, nos valores de pico, das formas de onda.

Caso E: Camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo (Figura 5.11)

Ligação normal (caso E- $\Delta 1$)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.21. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.5047 V, a percentagem do harmónico espacial de 3ª, 5ª e 7ª ordem em relação à componente fundamental é de 2.38%, 1.27% e 2.58%, respetivamente.

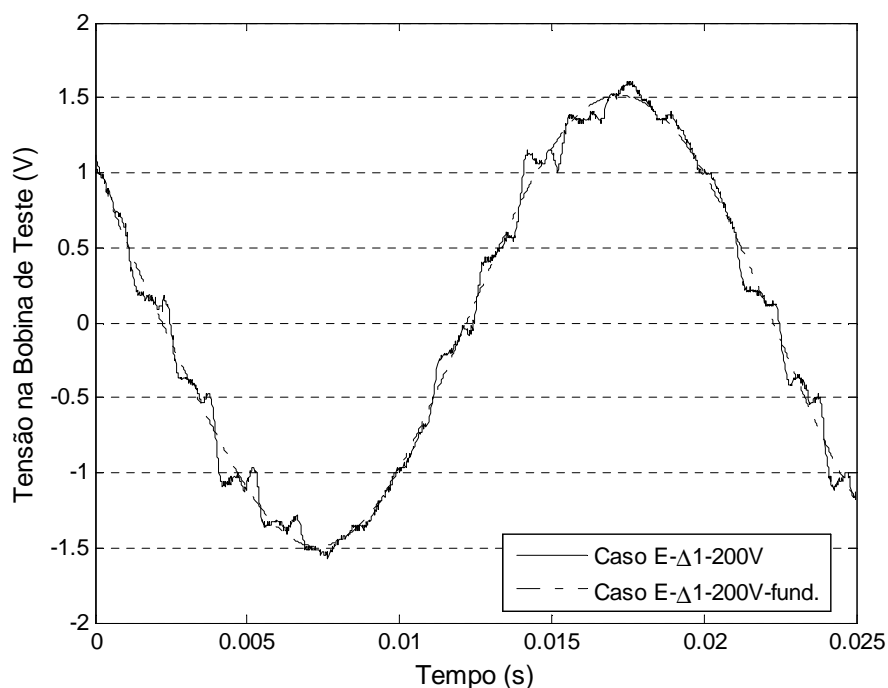


Figura 6.21 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso E- $\Delta 1$

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso E- $\Delta 3$)

Esta ligação foi ensaiada com metade da tensão de alimentação da ligação normal (100V), de forma a manter o nível de saturação abaixo da zona de “joelho” da curva B-H.

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.22. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.4797 V. Multiplicando o valor obtido por dois, obtém-se 2.9594 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 3%, 1.52% e 1.94%, respetivamente.

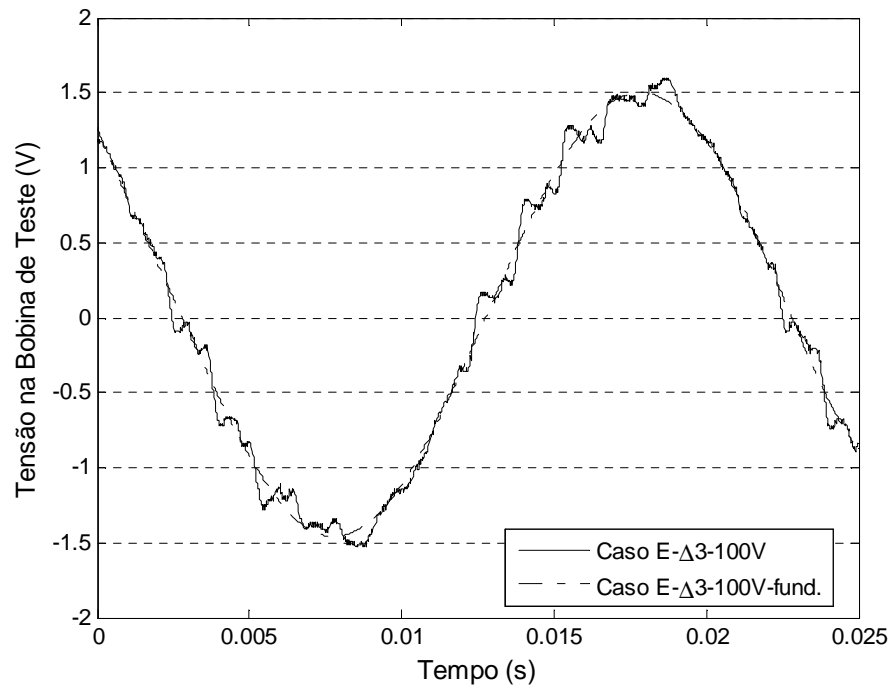


Figura 6.22 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso E-Δ3

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19ª), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.23.

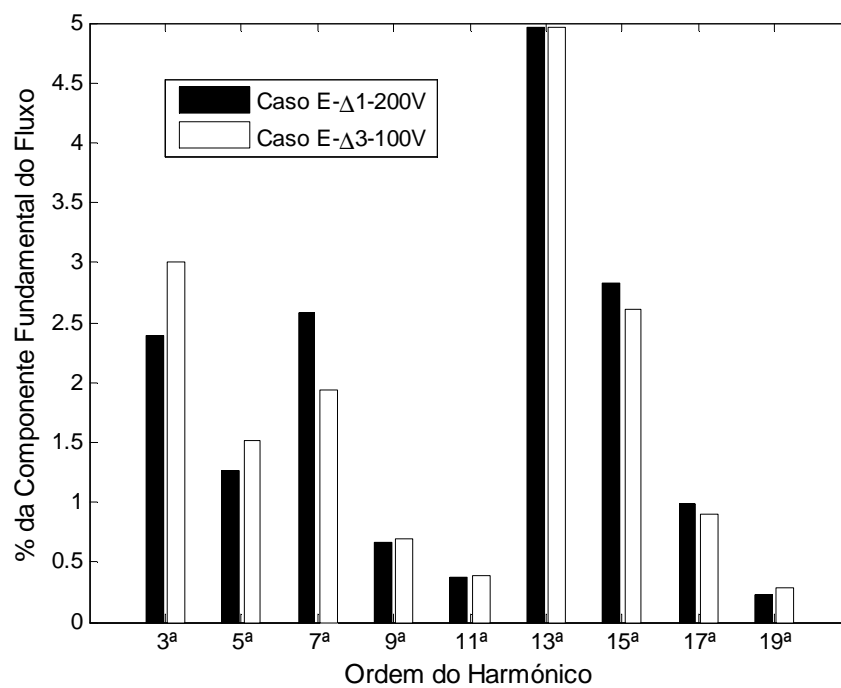


Figura 6.23 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso E

Em ambas as ligações o motor arrancou de forma normal, alcançando uma velocidade próxima da de sincronismo.

A percentagem de distorção harmónica espacial é irrisória, sendo menor de 3% na maioria das frequências.

Caso F - com camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela (Figura 5.12)

Ligação normal (caso F-Y1)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.24. O valor da componente fundamental obtido foi de 0.8715 V, a percentagem do harmónico espacial de 3ª, 5ª e 7ª ordem em relação à componente fundamental é de 4.29%, 1.21% e 3.84%, respetivamente.

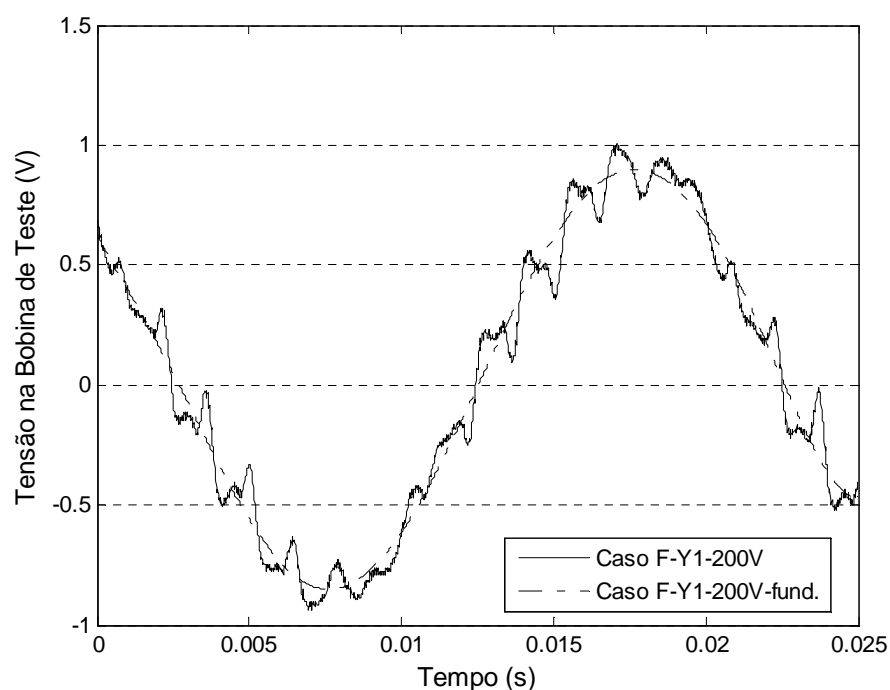


Figura 6.24 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso F-Y1

Ligação aos terminais U3,V3,W3 (caso F-Y3)

A forma de onda da tensão na bobina de teste e a sua componente fundamental encontram-se representados na Figura 6.25. O valor da componente fundamental obtido foi de 1.7381 V, a percentagem do harmónico espacial de 3^a, 5^a e 7^a ordem em relação à componente fundamental é de 3.72%, 2.22% e 2.59%, respetivamente.

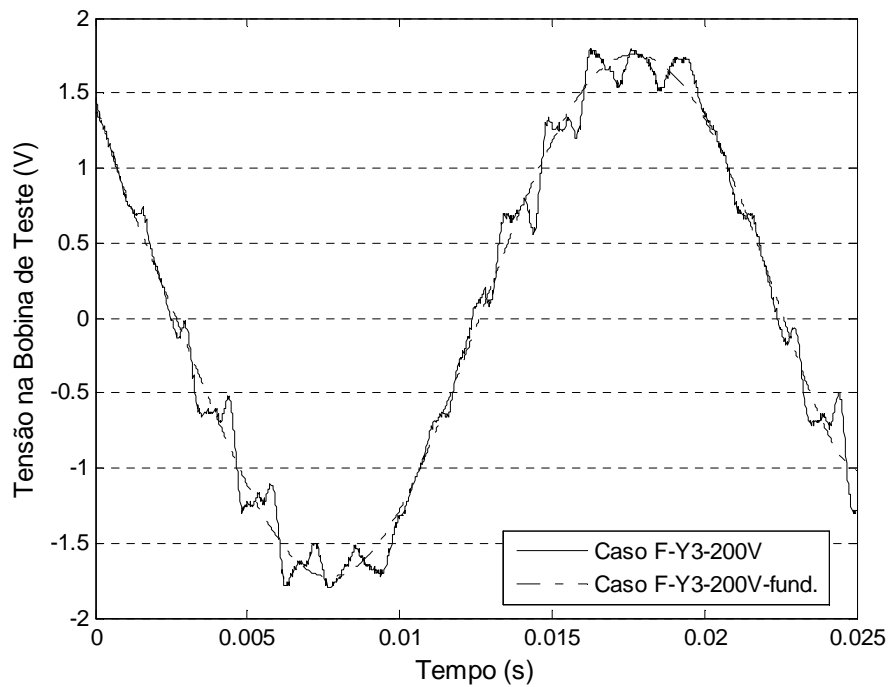


Figura 6.25 - Formas de onda da tensão na bobina de teste para o caso F-Y3

A percentagem de cada componente harmónica de ordem ímpar (até à 19^a), foi analisada, obtendo-se o gráfico de barras representado na Figura 6.26.

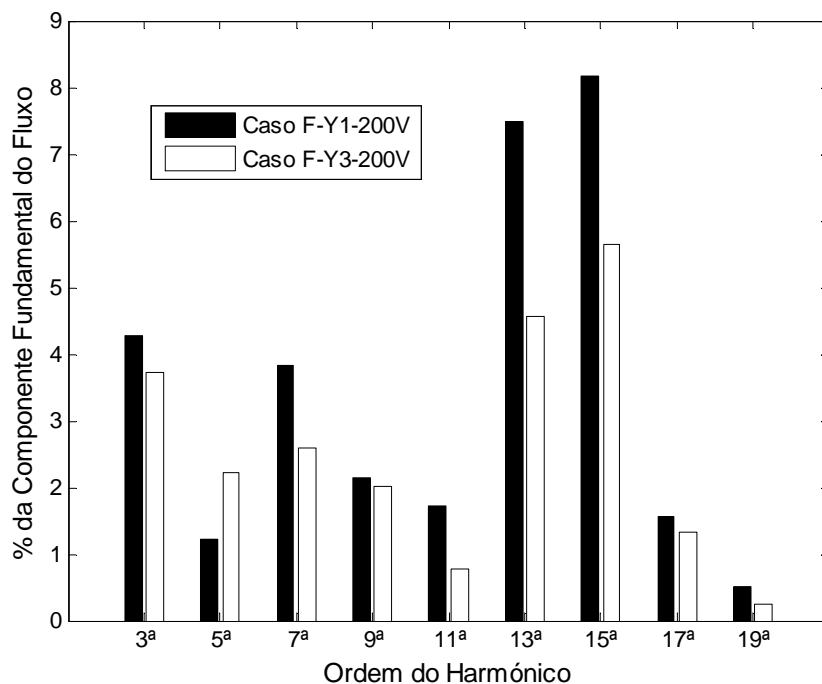


Figura 6.26 - Gráfico de barras com a percentagem de cada harmónico espacial de ordem ímpar para o caso F

Em ambas as ligações o motor arrancou de forma normal, alcançando uma velocidade próxima da de sincronismo.

À semelhança do caso E, a percentagem de distorção harmónica espacial é baixa, encontrando-se maioritariamente abaixo dos 5%.

Nas tabelas seguintes encontram-se os dados mais relevantes, recolhidos para cada um dos casos realizados.

Tabela 6.1 - Relações de fluxo, percentagens de componentes harmónicas espaciais e velocidade para os ensaios em vazio

Caso	Relação entre Φ obtida	3º harm. espacial	5º harm. espacial	7º harm. espacial	Velocidade (rpm)	Relação entre Φ Simulada
Caso A- Δ 1	62,85%	2,04%	2,65%	1,49%	>1495	56,57%
Caso A- Δ 3*	100%	9,84%	25,91%	13,52%	\approx 214	100%
Caso A- Δ 1	100%	2,04%	2,65%	1,49%	>1495	76,72%
Caso A- Δ 4	90,52%	3,59%	2,29%	0,70%	>1495	100%
Caso B-Y1	64,66%	4,31%	1,38%	2,93%	>1495	65,27%
Caso B-Y3	100%	4%	2,40%	2,66%	>1495	100%
Caso C- Δ 1	68,21%	3,47%	2,06%	2,37%	>1495	56,57%
Caso C- Δ 3*	100%	52,22%	27,74%	16,60%	\approx 214	100%
Caso C- Δ 1	87,39%	3,47%	2,06%	2,37%	>1495	76,72%
Caso C- Δ 4	100%	2,43%	1,92%	1,26%	>1495	100%
Caso D-Y1	62,58%	2,39%	0,84%	1,74%	>1495	65,27%
Caso D-Y3	100%	2%	0,48%	2,15%	>1495	100%
Caso E- Δ 1	50,84%	2,38%	1,27%	2,58%	>1495	50%
Caso E- Δ 3**	100%	3,0%	1,52%	1,94%	>1495	100%
Caso F-Y1	50,14%	4,29%	1,21%	3,84%	>1495	50%
Caso F-Y3	100%	3,72%	2,22%	2,59%	>1495	100%
Estrela	57,68%	4,31%	1,38%	2,93%	>1495	57,74%
Triângulo	100%	2,04%	2,65%	1,49%	>1495	100%

*Os valores originais de fluxo foram multiplicados por 4, uma vez que a tensão utilizada é 1/4 da utilizada nos restantes testes.

** Os valores originais de fluxo foram multiplicados por 2, uma vez que a tensão utilizada é 1/2 da utilizada nos restantes testes.

Tabela 6.2 – Parâmetros obtidos para os casos em que o motor arrancou normalmente, em vazio

Caso	Amplitude de Componente Fundamental da Tensão na Bobina de Teste (V)	I_o (A)	P_o (W)	λ	U_o (V)
Caso A- Δ 1	1,5183	1,40	93,5	0,19	200
Caso A- Δ 4	1,3743	2,22	96,1	0,12	200,1
Caso B-Y1	0,8758	0,49	48,2	0,28	199,8
Caso B-Y3	1,3544	1,03	67,5	0,18	200
Caso C- Δ 1	1,4959	1,50	86,5	0,16	199,9
Caso C- Δ 4	1,7118	2,60	149,4	0,16	200
Caso D-Y1	0,8693	0,55	57,7	0,30	200,1
Caso D-Y3	1,3892	1,17	73,3	0,18	200
Caso E- Δ 1	1,5047	1,40	86,3	0,18	200
Caso E- Δ 3	1,4797	2,66	114,8	0,25	100
Caso F-Y1	0,8715	0,50	62,8	0,35	199,9
Caso F-Y3	1,7381	1,80	112,8	0,18	199,9
Estrela	0,8758	1,40	93,5	0,19	200
Triângulo	1,5183	0,49	48,2	0,28	199,8

Nos casos A- $\Delta 3$ e C- $\Delta 3$, no momento do arranque, aumentando a tensão de alimentação gradualmente com o autotransformador, o motor não foi capaz de acelerar até perto da sua velocidade de sincronismo (1500 rpm), ficando “preso” a 1/7 desta velocidade (≈ 214 rpm), devido à presença significativa de distorção harmónica, causada pelo efeito de ranhura.

Nestes casos, a tensão de alimentação foi mantida a 50V (1/4 do valor de referência) e o valor de fluxo foi estimado multiplicando o valor obtido por 4 (nestes casos a saturação foi desprezada), uma vez que a componente fundamental do fluxo de magnetização, no motor de indução a operar em vazio é proporcional à tensão.

No caso A, a relação obtida entre a ligação $\Delta 3$ e $\Delta 1$ aproxima-se bastante da relação simulada. Contudo, o facto de o motor não ter arrancado é um revés à utilização desta combinação de ligações para efeito prático. A relação obtida para as ligações $\Delta 4$ e $\Delta 1$, ficou muito aquém da esperada, não oferecendo garantia de funcionamento idêntico à estrela-triângulo. No entanto, estas ligações serão estudadas nos ensaios com carga variável, uma vez que poderão ser vantajosas para algumas aplicações.

O que distingue o caso A do B é apenas o facto de o segundo utilizar o passo encurtado, o que diminuirá a distorção harmónica. Neste caso, os dados obtidos para a relação de fluxo são, à semelhança do caso A, bastante diferentes dos simulados.

As relações obtidas para os casos B e D são coincidentes com as simuladas, garantindo assim o seu interesse no estudo efetuado com carga variável. De referir que, quando utilizada a ligação Y3, apenas estarão a ser utilizados 2/3 do enrolamento, o que resultará em menores perdas por efeito de Joule.

O caso E, além de baixa percentagem de harmónicos espaciais, obteve ainda uma relação idêntica à simulada, o que garante a possibilidade de ser implementado, de forma a replicar o método estrela-triângulo no arranque.

O caso F, à semelhança do caso E, obteve uma relação idêntica à simulada, bem como baixa percentagem de harmónicos espaciais, e poderá também ser implementada com o mesmo fim. Tal como as restantes ligações em estrela, este caso utilizada apenas parte do enrolamento disponível, o que garante menores perdas por efeito de Joule.

As divergências existentes entre as relações simuladas e as obtidas experimentalmente devem-se à queda de tensão na resistência e reactância de fuga do enrolamento do estator, ao efeito de ranhura e à saturação, que foram desprezados na simulação.

6.3. Ensaio com Carga Variável

Os ensaios com carga variável foram efetuados no Instituto de Sistemas e Robótica e tiveram como finalidade a verificação do comportamento do motor mediante a variação de carga. Através dos dados obtidos, foi possível verificar a viabilidade da metodologia proposta para aplicações com um fator de carga baixo e que, pontualmente, necessitem de dar resposta a um pico de carga.

Para tal, procedeu-se à obtenção das curvas de rendimento, binário, potência elétrica, velocidade, fator de potência, corrente e variação da temperatura.

As ligações que, na secção anterior, não arrancaram de forma normal, não foram analisadas neste tópico. Uma vez que o caso B obteve um desempenho idêntico ao do caso D, não foi analisado nestes ensaios.

De forma a simplificar a análise dos dados experimentais, o fluxo foi mantido abaixo do limite de saturação, realizando os ensaios com valores de tensão reduzidos e com uma razão de tensão idêntica à obtida na análise do fluxo. Apenas no caso de referência o valor da tensão foi de 400V.

Os valores de potência mecânica foram convertidos para valor por unidade (pu), de forma a simplificar e uniformizar a informação contida nesta secção.

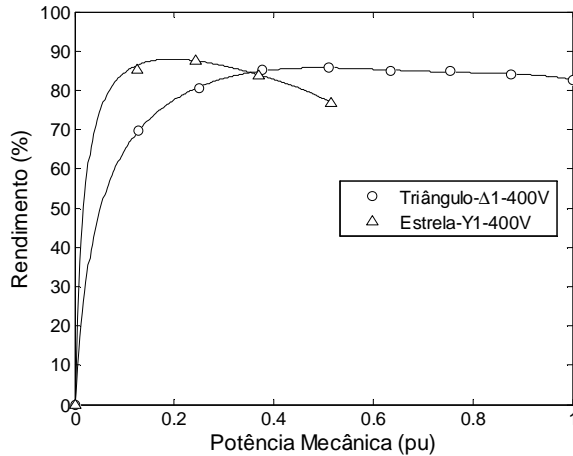
Na Tabela 6.3, encontram-se os valores máximos para os vários parâmetros recolhidos.

Na Tabela 6.4, são apresentadas as relações respeitantes ao binário e ao fluxo de magnetização.

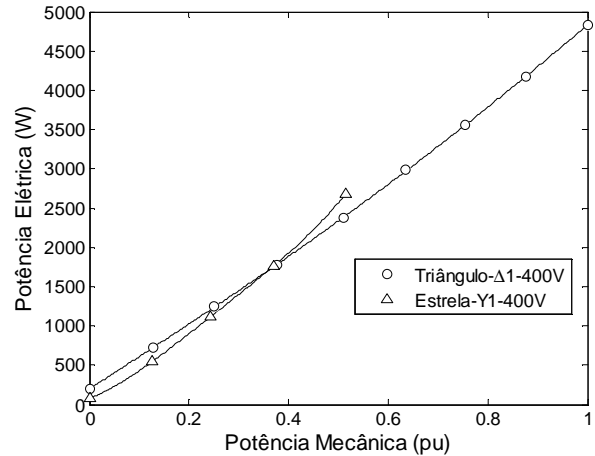
As curvas e dados representados de seguida relacionam as ligações efetuadas para cada caso, comparando os parâmetros eletromecânicos que as caracterizam.

Caso de Referência: Ligações estrela e triângulo, com enrolamento de camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo alimentadas aos terminais U1,V1,W1

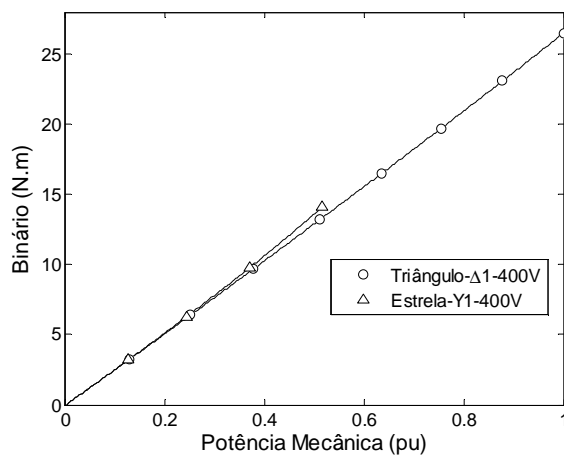
Tensão de Alimentação de 400V¹⁰:



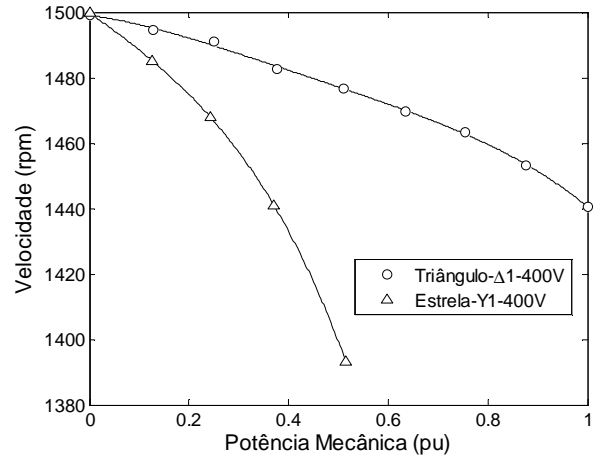
(a)



(b)



(c)



(d)

¹⁰ Tensão nominal do motor ligado em triângulo.

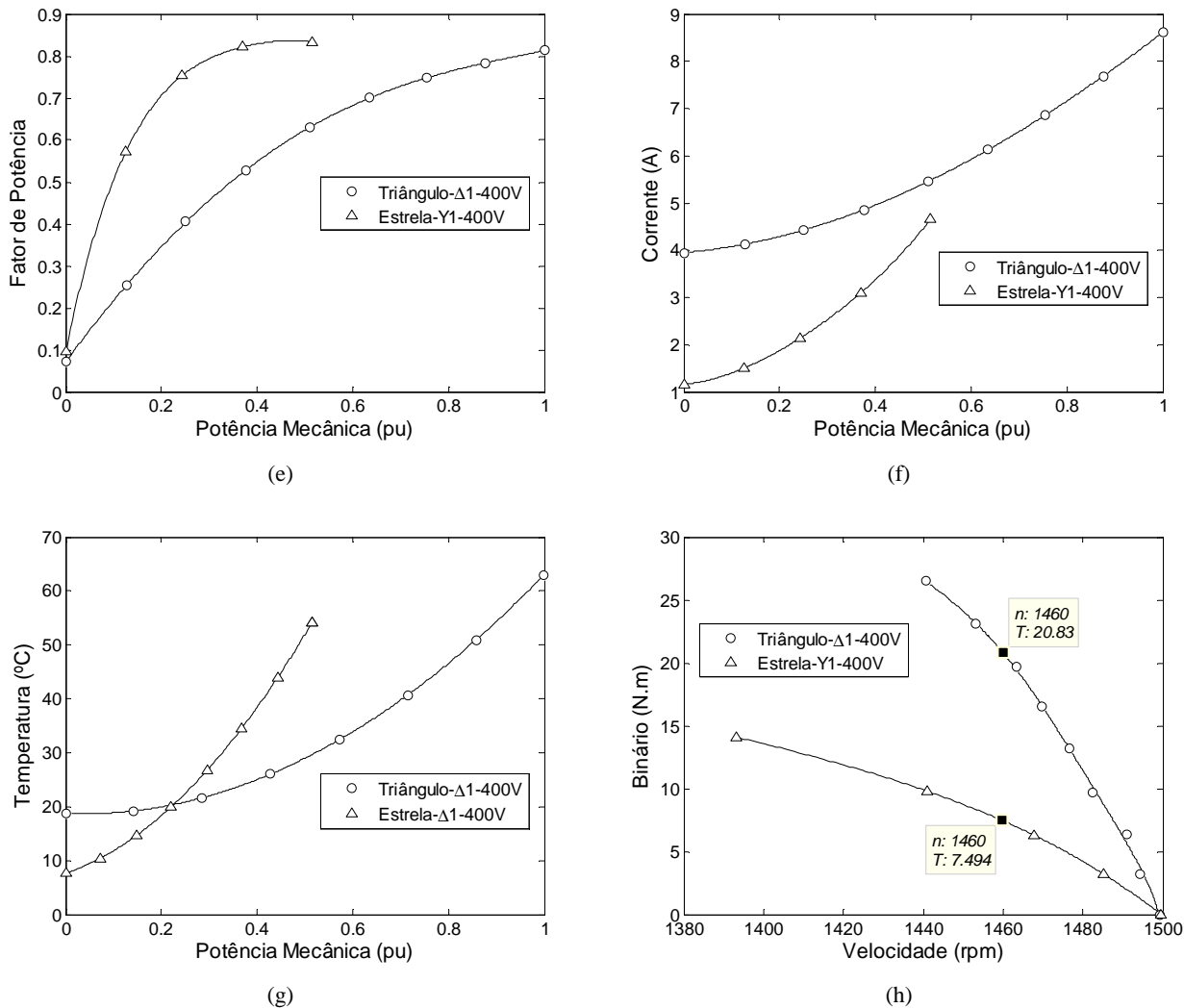


Figura 6.27 - Resultados experimentais para o caso de referência a 400 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura¹¹ e (h) Velocidade/Binário (1pu=3999W)

O valor máximo da curva de rendimento é 88% para a ligação em estrela, e 85.7% para a ligação em triângulo. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 20% para a ligação em estrela e de 49% para o triângulo. O ponto de intersecção entre as curvas de rendimento de ambas as ligações ocorre à percentagem de rendimento e de carga de 85% e 35%, respetivamente.

Escolhendo dois pontos com igual velocidade, no gráfico (h), é possível obter a relação de binário entre a ligação de alto e baixo fluxo, que é de 35.89%. É possível estimar o valor da relação de fluxo aplicando a raiz quadrada à relação do binário, o que resulta numa relação de 59.91%.

¹¹ É igual à temperatura ambiente subtraída à temperatura medida numa ranhura de teste do estator.

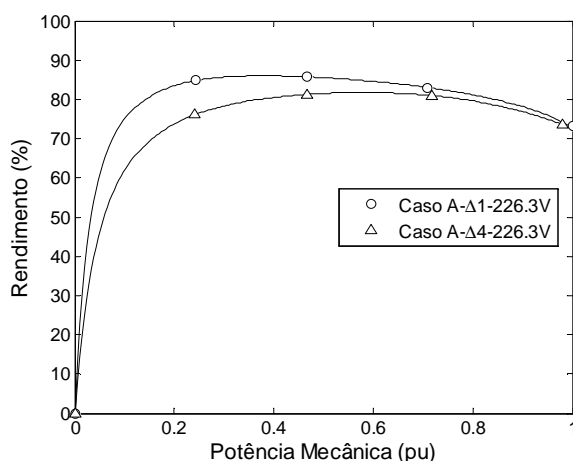
No gráfico (a), é possível observar a variação do rendimento em ordem à potência mecânica. É de ressaltar que o método estrela-triângulo pode ser utilizado com a finalidade de melhorar o rendimento do motor. Para tal, basta que o motor opere com a ligação estrela até ao ponto de cruzamento das curvas, isto é, até 30% da carga total e, caso a carga seja superior a este valor, altere a sua ligação para triângulo. A vantagem avançada pelas ligações propostas, em relação à metodologia descrita, é a utilização de apenas 2 contactores, o que poderá resultar em transições mais suaves e na diminuição do custo total do sistema.

A curva de temperatura é proporcional ao quadrado da corrente e, como tal, no caso da ligação em triângulo que tem um valor superior de corrente, o valor da temperatura é também superior ao da ligação em estrela.

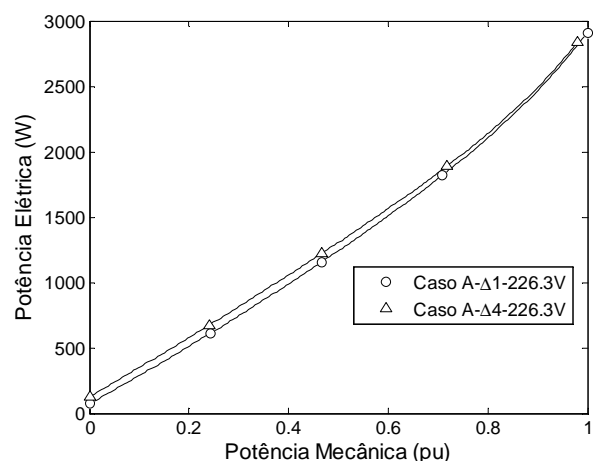
O binário desenvolvido pelo motor com a ligação em triângulo é superior ao desenvolvido pela ligação em estrela, pelo facto de este produzir mais fluxo. É possível observar ainda no gráfico (h) que o deslizamento é mais elevado na ligação em estrela, o que limita o seu tempo de utilização, em aplicações onde a variação de velocidade terá de ser reduzida.

Caso A: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.1)

Tensão de Alimentação de 226.3V¹²:



(a)



(b)

¹² Este valor foi calculado através da multiplicação da tensão nominal do motor em triângulo, pela relação de fluxo simulada para as ligações aos terminais U3-V3-W3 e normal deste caso ($400V \times 0.5657$).

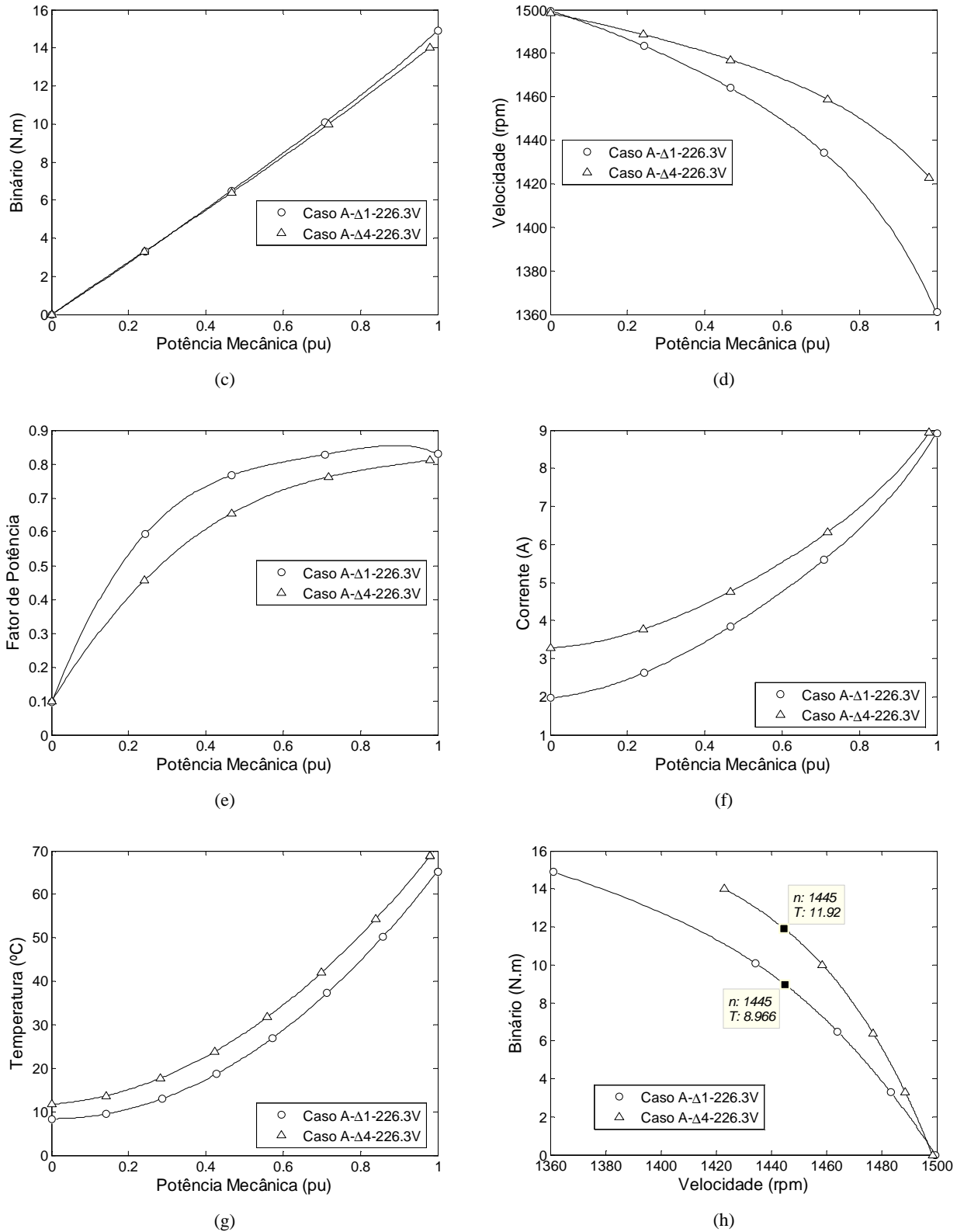
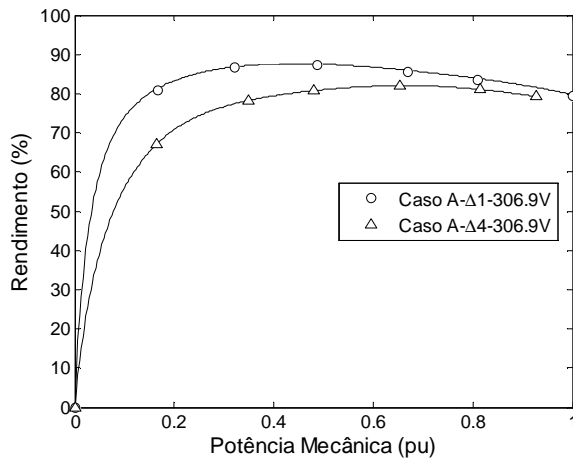


Figura 6.28 - Resultados experimentais para o caso A a 226.3V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu=2130 W)

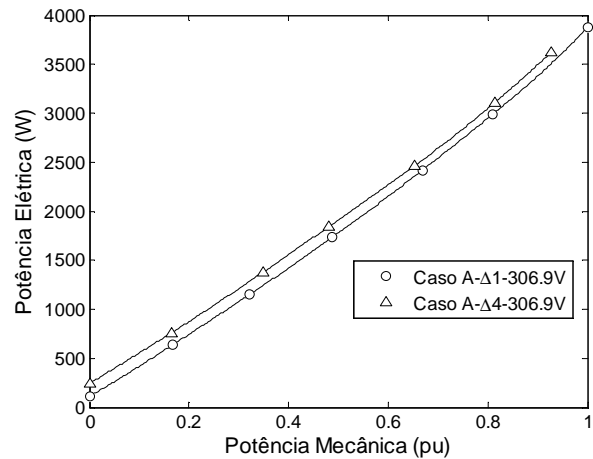
O valor máximo da curva de rendimento é 86% para a ligação $\Delta 1$, e 81,7% para a ligação $\Delta 4$. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 38% para a ligação $\Delta 1$ e de 58% para $\Delta 4$.

A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 75.22%. Como tal, estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 86.73%.

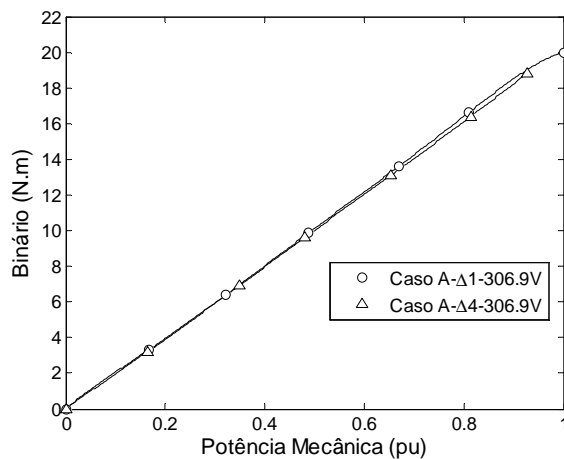
Tensão de Alimentação de 306.9V¹³:



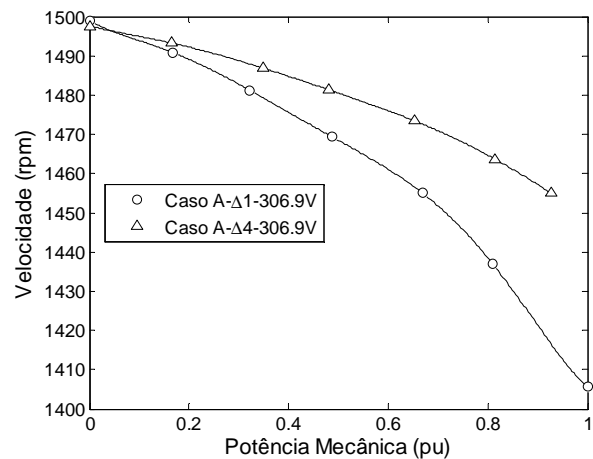
(a)



(b)



(c)



(d)

¹³ Este valor foi calculado através da multiplicação da tensão nominal do motor em triângulo pela relação de fluxo simulada para as ligações aos terminais U4-V4-W4 e normal deste caso ($400V \times 0.7672$).

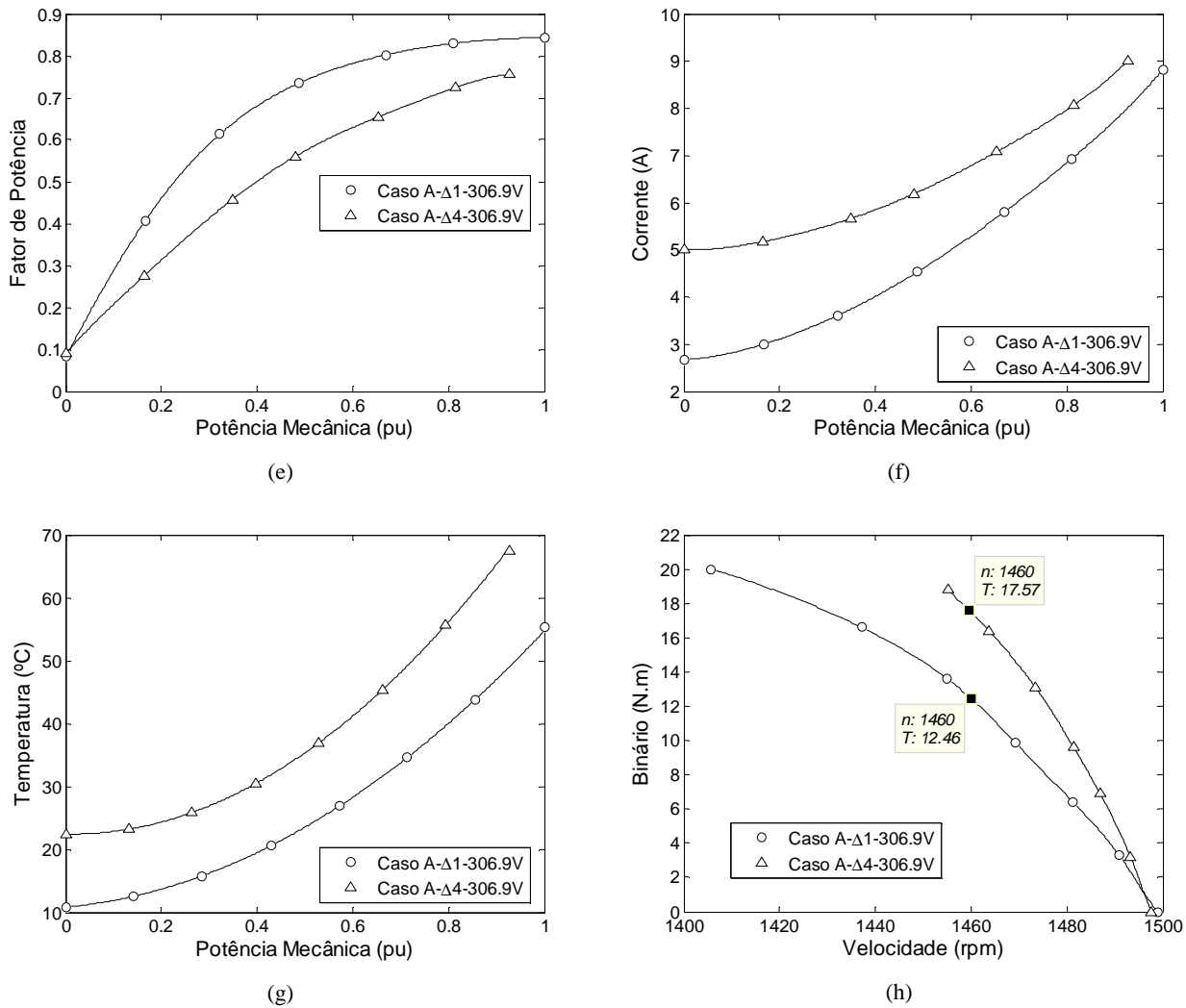


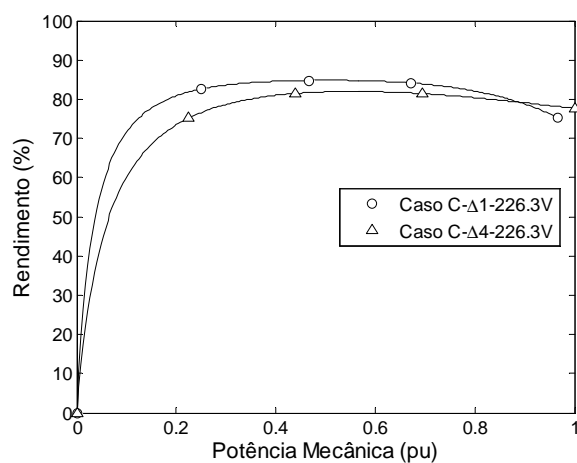
Figura 6.29 - Resultados experimentais para o caso A a 306.9 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=3095W)

O valor máximo da curva de rendimento é 87.7% para a ligação $\Delta 1$, e 82.1% para a ligação $\Delta 4$. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 44% para a ligação $\Delta 1$ e de 67% para $\Delta 4$.

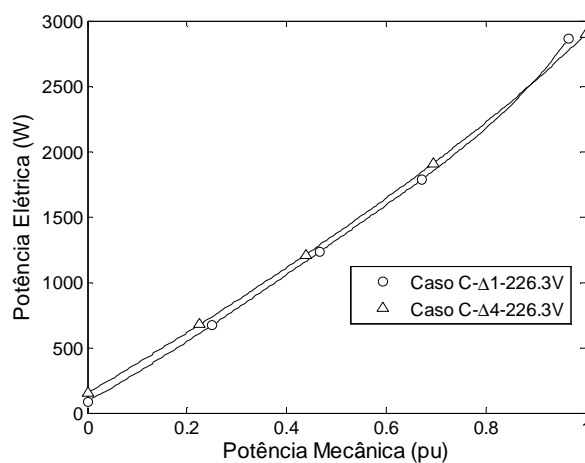
A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 70.92%. Estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 84.21%.

Caso C: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.6)

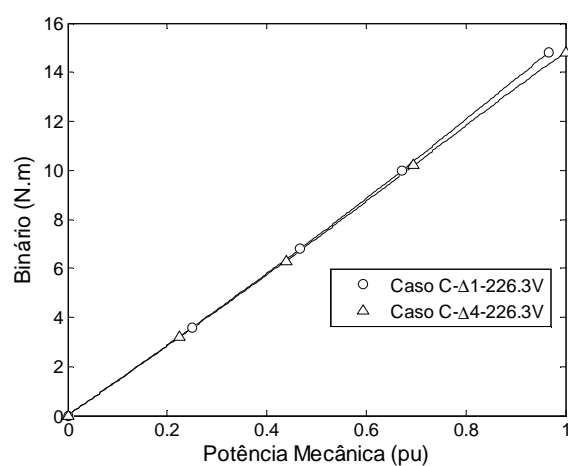
Tensão de Alimentação de 226.3V:



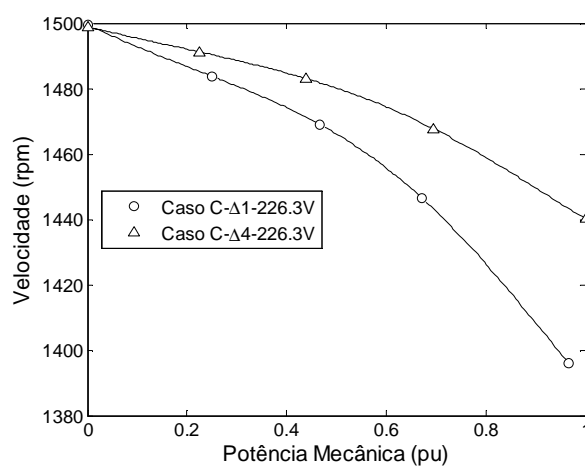
(a)



(b)



(c)



(d)

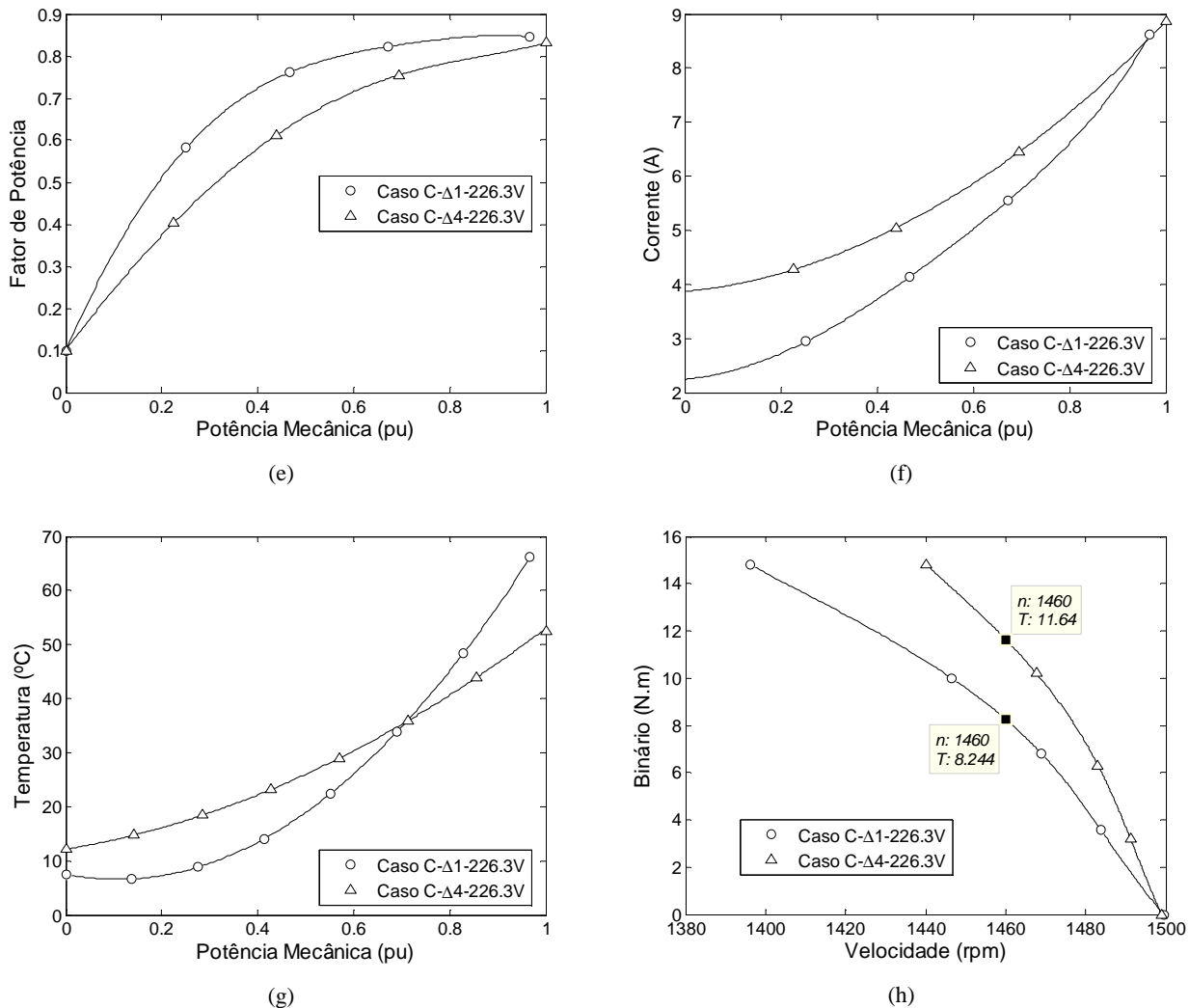
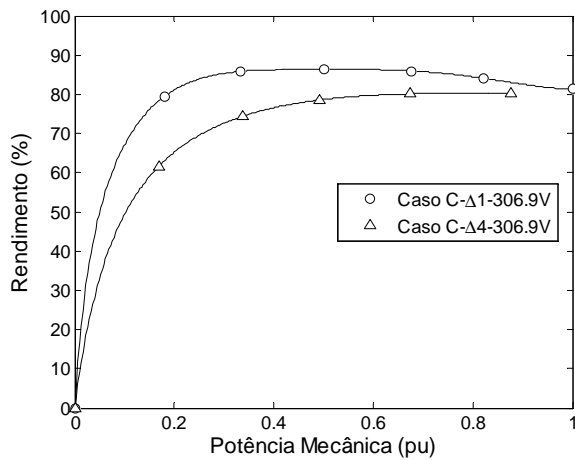


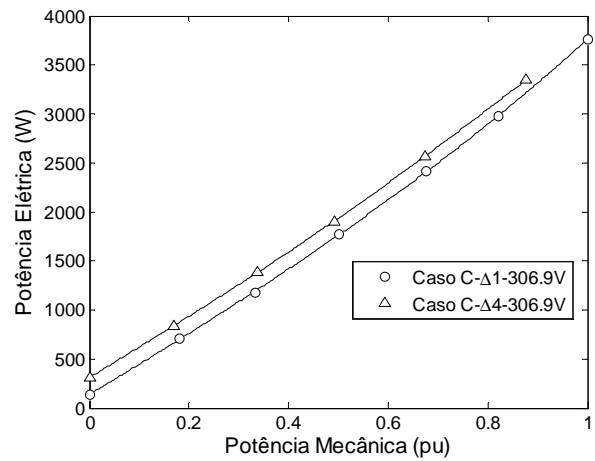
Figura 6.30 - Resultados experimentais para o caso C a 226.3 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu = 2245 W)

O valor máximo da curva de rendimento é 84.8% para a ligação em $\Delta 1$, e 82% para a ligação em $\Delta 4$. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 51% para a ligação $\Delta 1$ e de 56% para $\Delta 3$. O ponto de intersecção entre as curvas de rendimento de ambas as ligações ocorre à percentagem de rendimento e de carga de 79.2% e 89.1%, respetivamente.

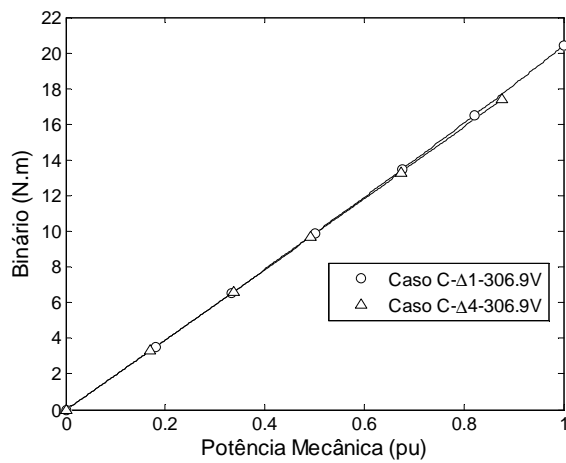
A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 70.82%. Estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 84.16%.

Tensão de Alimentação de 306.9V:

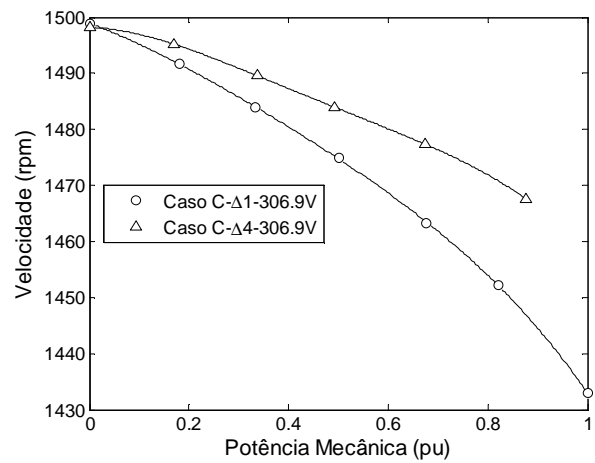
(a)



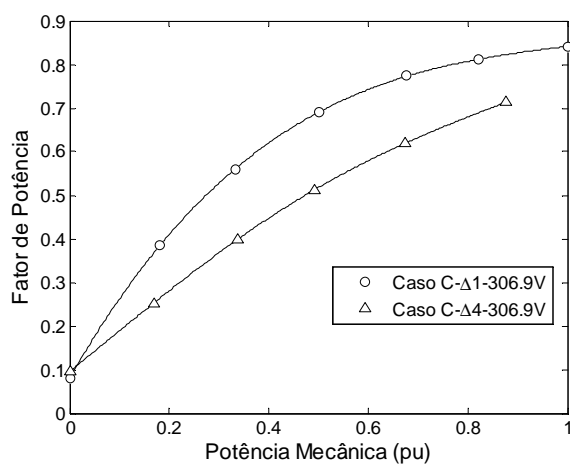
(b)



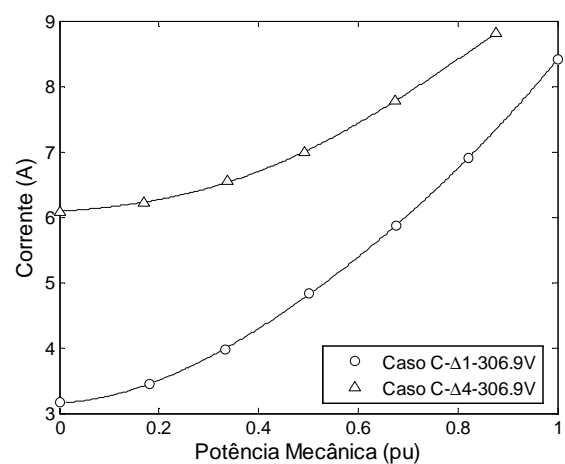
(c)



(d)



(e)



(f)

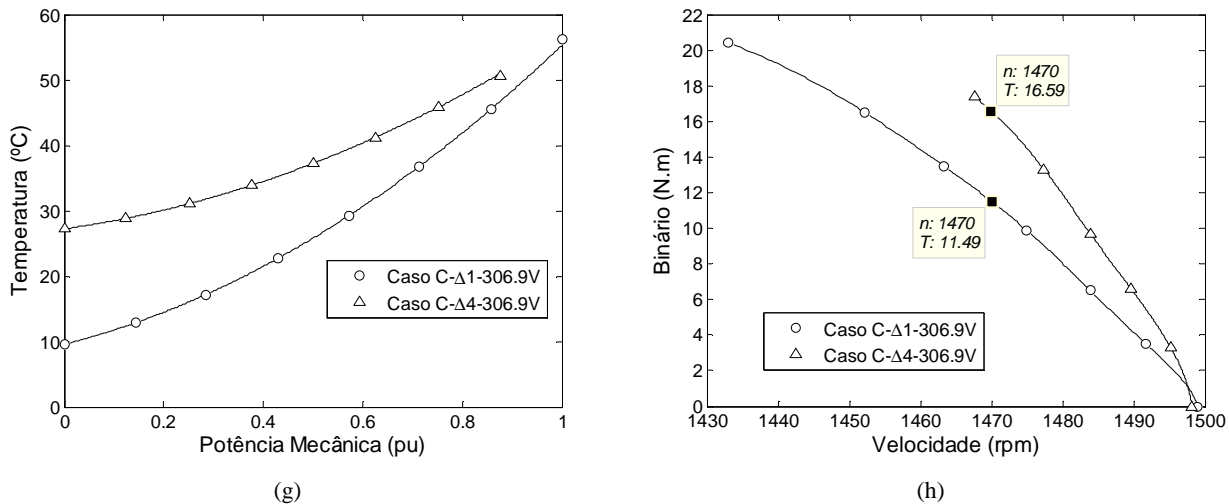


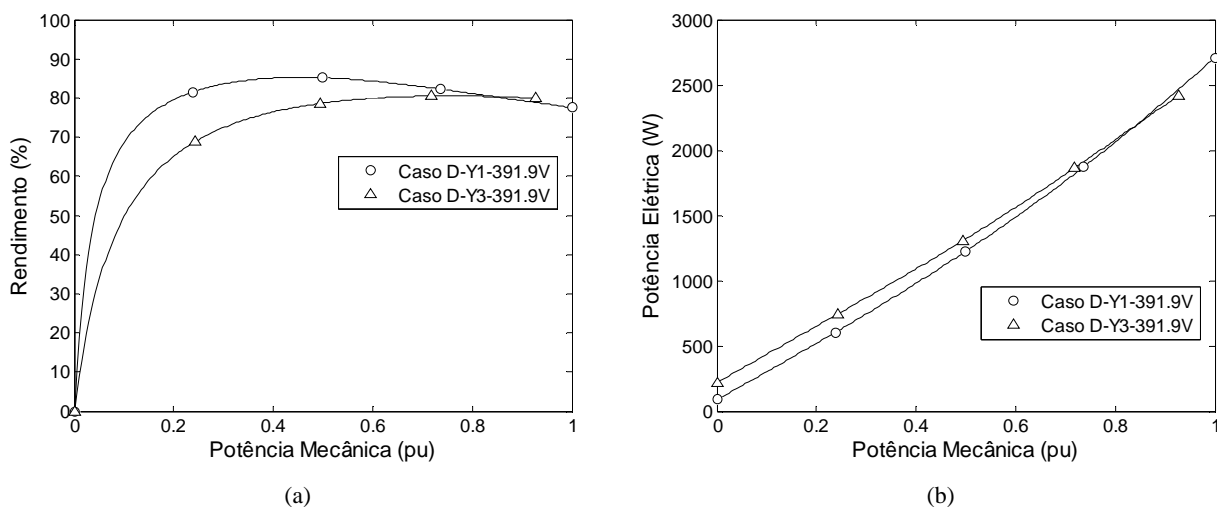
Figura 6.31 - Resultados experimentais para o caso C a 306.9V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=3055W)

O valor máximo da curva de rendimento é 86.4% para a ligação em Δ1 e 80.3% para a ligação em Δ4. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 52% para a ligação Δ1 e de 79% para Δ4.

A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 69.18%. Como tal, estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 83.17%.

Caso D: Camada dupla, passo encurtado (7/9), três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em estrela (Figura 5.9)

Tensão de Alimentação de 391.9 V¹⁴:



¹⁴ De forma a obter a mesma tensão de fase que no caso A alimentado a 226.3V, este ensaio foi feito com uma tensão de linha $\sqrt{3}$ vezes superior.

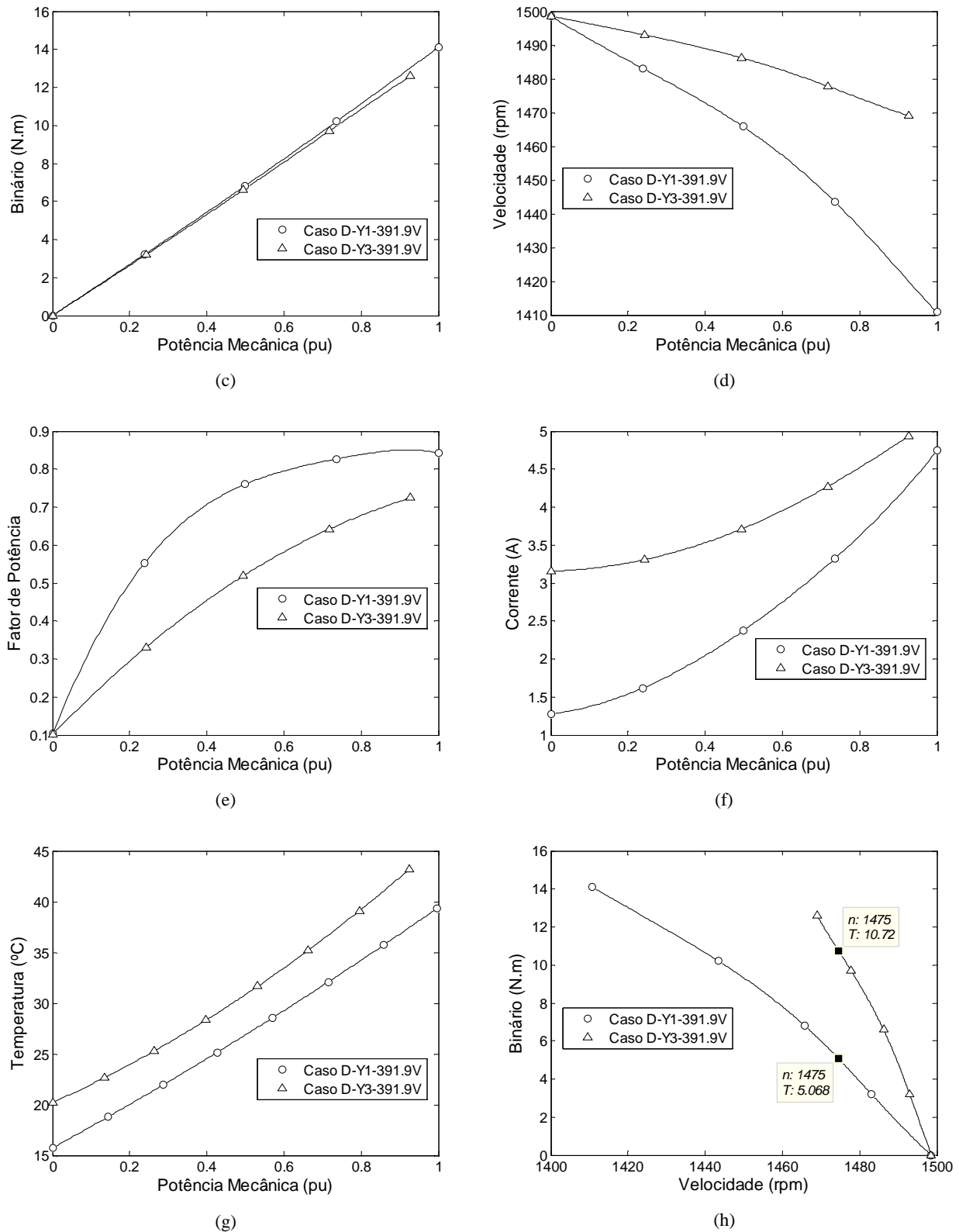


Figura 6.32 - Resultados experimentais para o caso D a 391.9 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1pu=2086W)

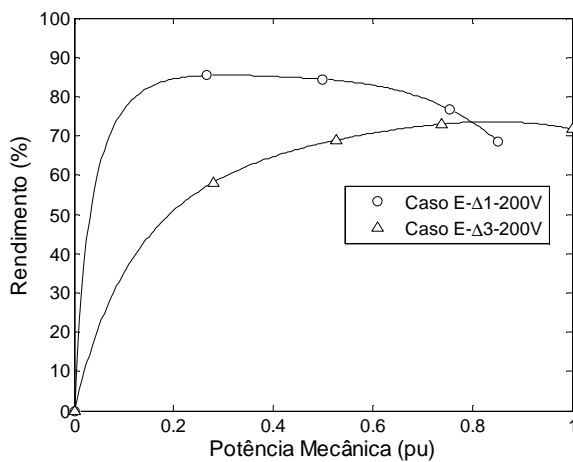
O valor máximo da curva de rendimento é 85.3% para a ligação em Y1, e 80.5% para a ligação em Y3. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento

máximo são de 46% para a ligação Y1 e de 75% para Y3. O ponto de intersecção entre as curvas de rendimento de ambas as ligações ocorre à percentagem de rendimento e de carga de 80.4% e 81.5%, respetivamente.

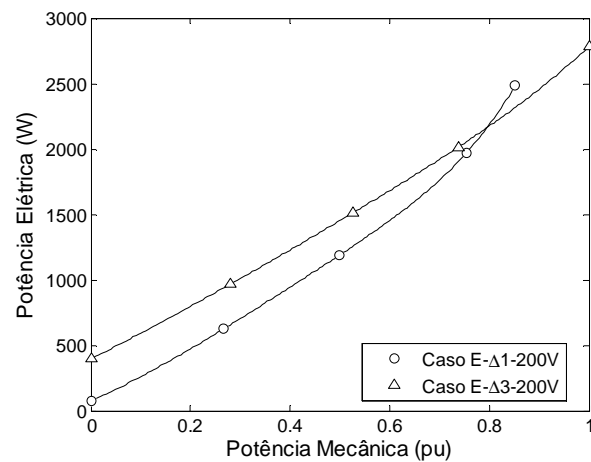
A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 47.28%. Estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 68.76%.

Caso E: Camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo (Figura 5.11)

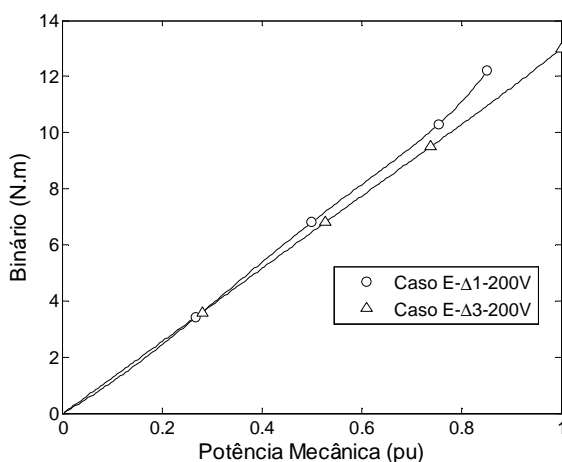
Tensão de Alimentação de 200 V¹⁵:



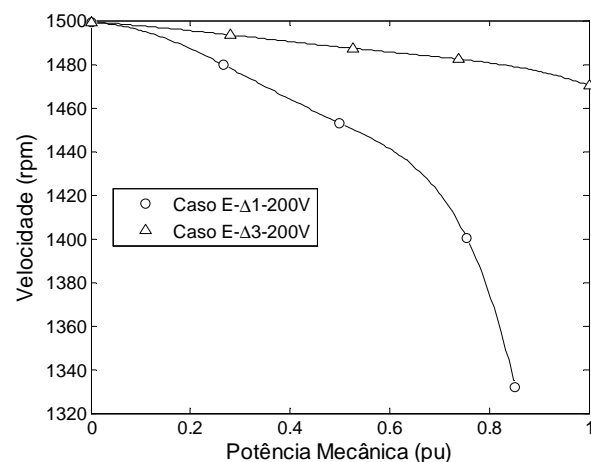
(a)



(b)



(c)



(d)

¹⁵ Este valor foi calculado através da multiplicação da tensão nominal do motor em triângulo, pela relação de fluxo simulada para as ligações aos terminais U3-V3-W3 e normal deste caso ($400V \times 0.5$).

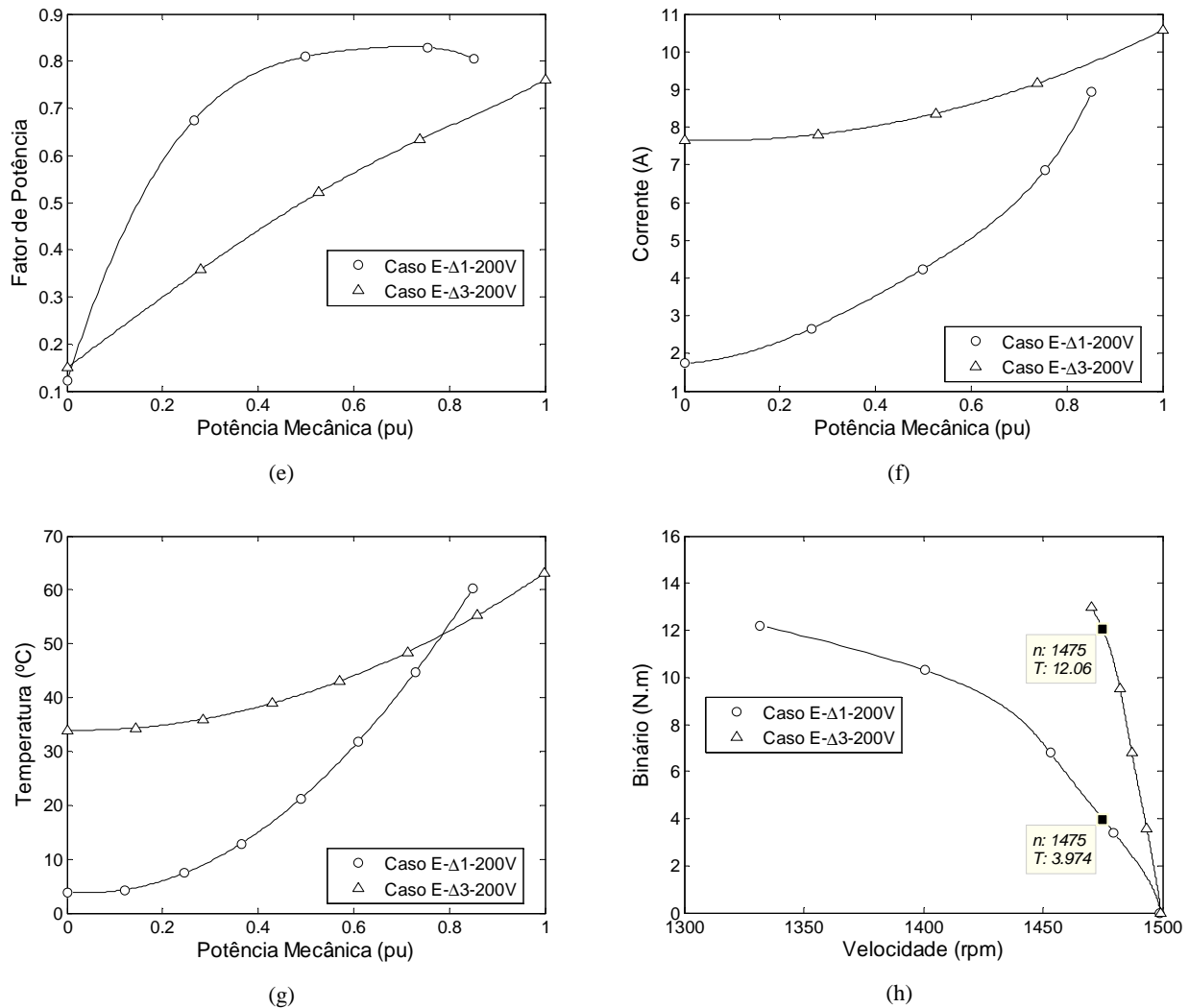


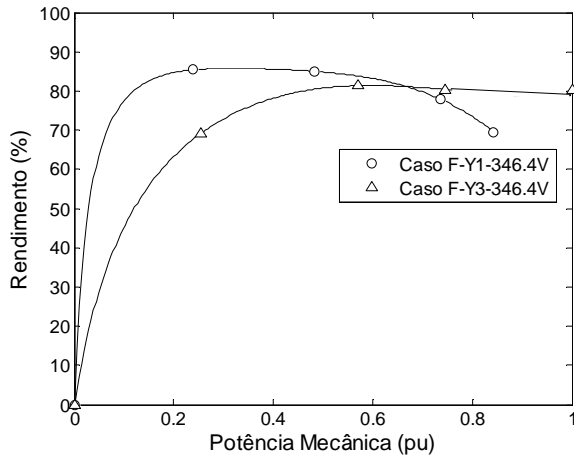
Figura 6.33 - Resultados experimentais para o caso E a 200 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu= 2003 W)

O valor máximo da curva de rendimento é 85.5% para a ligação em $\Delta 1$ e 73.6% para a ligação em $\Delta 3$. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 30% para a ligação $\Delta 1$ e de 84% para $\Delta 3$. O ponto de intersecção entre as curvas de rendimento de ambas as ligações ocorre à percentagem de rendimento e de carga de 74% e 79%, respetivamente.

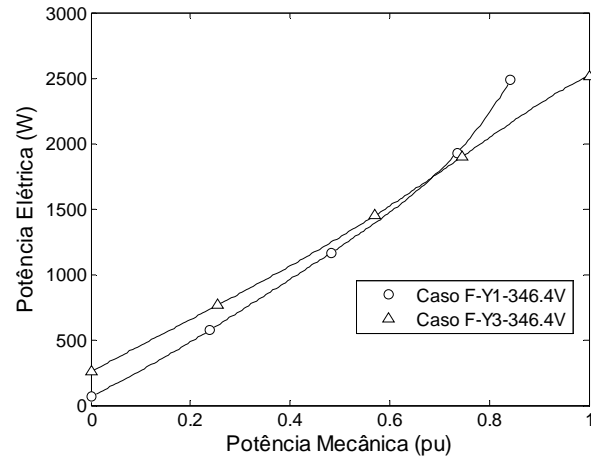
A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 32.95%. Como tal, estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 57.4%.

Caso F: com camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela (Figura 5.12)

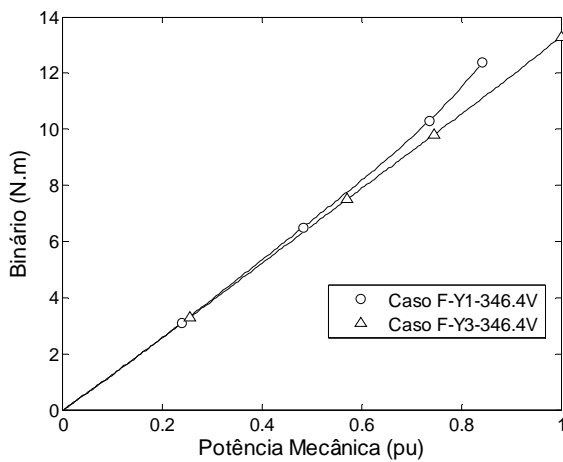
Tensão de Alimentação de 346.4 V¹⁶:



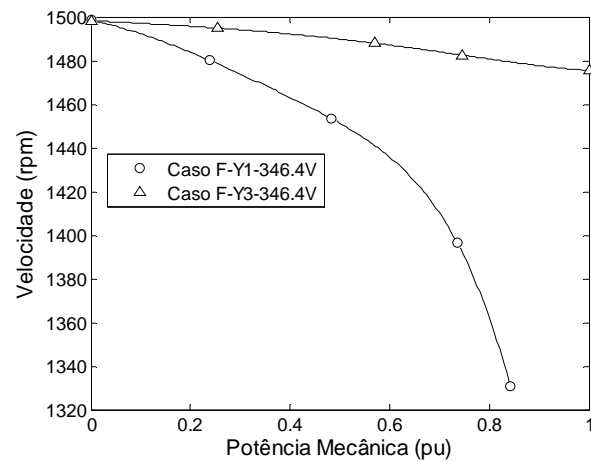
(a)



(b)



(c)



(d)

¹⁶ De forma a obter a mesma tensão de fase que no caso E alimentado a 200V, este ensaio foi feito com uma tensão de linha $\sqrt{3}$ vezes superior.

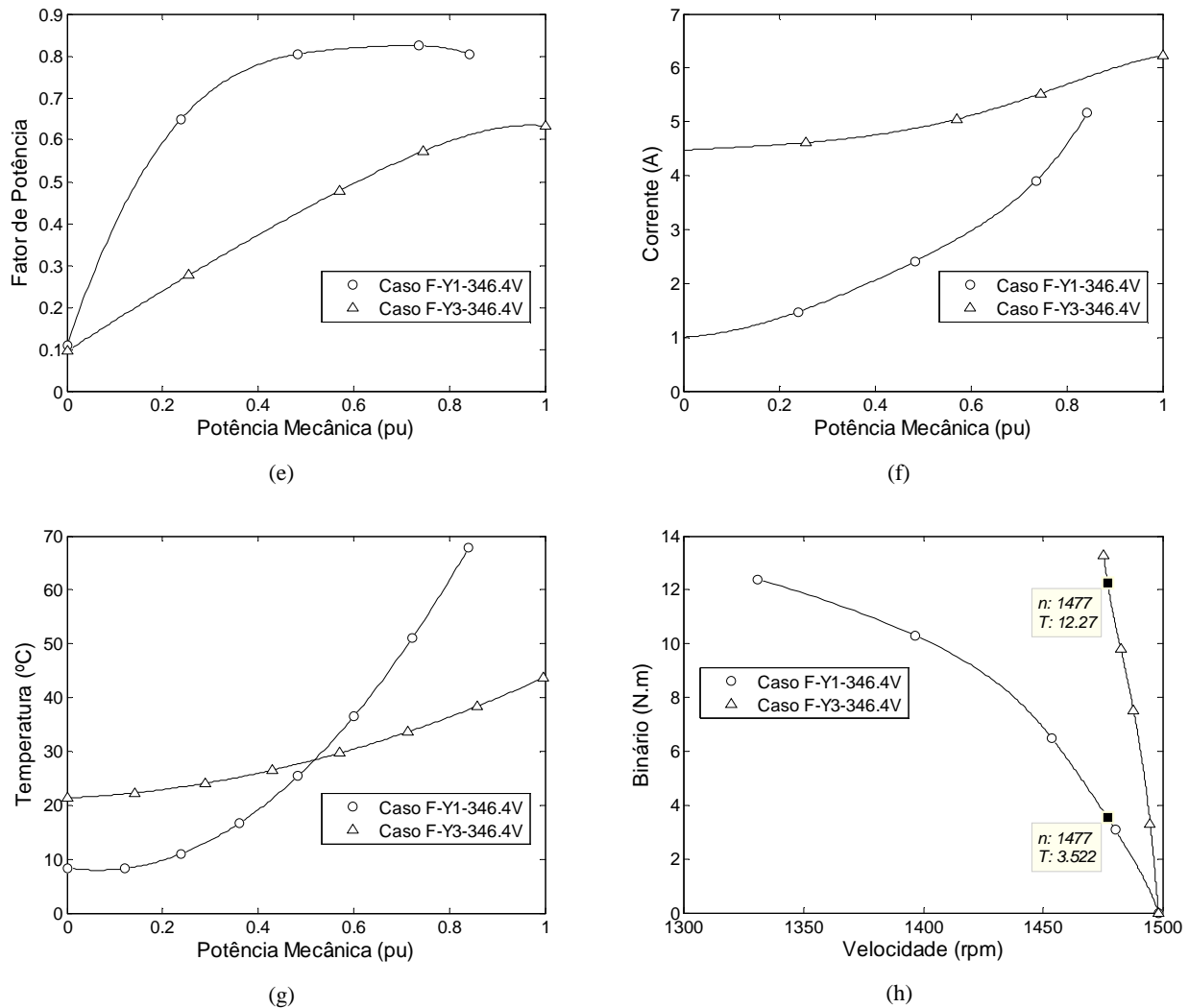


Figura 6.34 - Resultados experimentais para o caso F a 346.4 V do (a) Rendimento (b) Potência Elétrica (c) Binário (d) Velocidade (e) Fator de Potência (f) Corrente (g) Subida de Temperatura na Ranhura, e (h) Velocidade/Binário (1 pu= 2048 W)

O valor máximo da curva de rendimento é 85.8% para a ligação em Y1, e 81.4% para a ligação em Y3. Os valores de carga para os quais o motor atinge o valor de rendimento máximo são de 20% para a ligação Y1 e de 49% para Y3. O ponto de intersecção entre as curvas de rendimento de ambas as ligações ocorre à percentagem de rendimento e de carga de 81.1% e 65%, respetivamente.

A relação obtida entre o binário da ligação de maior e menor fluxo é de 28.7%. Como tal, estimando o valor da relação entre o fluxo, obtém-se o valor 53.58%.

As tabelas seguintes contêm os dados mais relevantes recolhidos nos ensaios efetuados com carga variável.

Tabela 6.3 - Parâmetros máximos e mínimos para cada um dos ensaios com carga variável

Ensaio	U_l (V)	$I_{m\acute{a}x}$ (A)	$T_{m\acute{a}x}$ (N.m)	$n_{m\acute{i}n}$ (rpm)	$P_{ele m\acute{a}x}$ (W)	$P_{mec m\acute{a}x}$ (W)	$\eta_{m\acute{a}x}$	Carga para $\eta_{m\acute{a}x}$
Caso A-Δ1	226,3	8,926	14,9	1361	2905	2130	86,0%	38%
Caso A-Δ4	226,3	8,931	14	1423	2840	2090	81,7%	58%
Caso A-Δ1	306,9	8,826	20	1405,6	3880	3095	87,7%	44%
Caso A-Δ4	306,9	9,01	18,8	1455,1	3616	2867	82,1%	67%
Caso C-Δ1	226,3	8,616	14,8	1396,1	2866	2171	84,8%	51%
Caso C-Δ4	226,3	8,87	14,8	1440,2	2896	2245	82,0%	56%
Caso C-Δ1	306,9	8,41	20,4	1433	3763	3055	86,4%	52%
Caso C-Δ4	306,9	8,812	17,4	1467,6	3347	2679	80,3%	79%
Caso D-Y1	391,9	4,744	14,1	1410,8	2709	2086	85,3%	46%
Caso D-Y3	391,9	4,938	12,6	1469	2420	1936,1	80,5%	75%
Caso E-Δ1	200	8,925	12,2	1331,7	2486	1706,3	85,5%	30%
Caso E-Δ3	200	10,577	13	1470,1	2785	2003	73,6%	84%
Caso F-Y1	346,4	5,167	12,4	1330,8	2487	1725,3	85,8%	32%
Caso F-Y3	346,4	6,226	13,3	1475,5	2517	2048	81,4%	59%
Estrela	400	4,652	14,1	1393,1	2687	2060	88,0%	20%
Triângulo	400	8,616	26,5	1440,7	4835	3999	85,7%	49%

Tabela 6.4 - Relações referentes ao binário e fluxo para cada um dos ensaios com carga variável

Ensaio	U_l (V)	Relação T obtida	Relação T simulada	Relação Φ obtida	Relação Φ simulada
Caso A-Δ1	226,3	75,22%	58,86%	86,73%	76,72%
Caso A-Δ4	226,3	100%	100%	100%	100%
Caso A-Δ1	306,9	70,92%	58,86%	84,21%	76,72%
Caso A-Δ4	306,9	100%	100%	100%	100%
Caso C-Δ1	226,3	70,82%	58,86%	84,16%	76,72%
Caso C-Δ4	226,3	100%	100%	100%	100%
Caso C-Δ1	306,9	69,18%	58,86%	83,17%	76,72%
Caso C-Δ4	306,9	100%	100%	100%	100%
Caso D-Y1	391,9	47,28%	42,60%	68,76%	65,27%
Caso D-Y3	391,9	100%	100%	100%	100%
Caso E-Δ1	200	32,95%	25,00%	57,40%	50,00%
Caso E-Δ3	200	100%	100%	100%	100%
Caso F-Y1	346,4	28,70%	25,00%	53,58%	50,00%
Caso F-Y3	346,4	100%	100%	100%	100%
Estrela	400	35,89%	33,34%	59,91%	57,74%
Triângulo	400	100%	100%	100%	100%

Pelo facto de no caso A e C, o fluxo produzido pelas ligações de menor e maior fluxo ($\Delta 1$ e $\Delta 4$) ser praticamente idêntico, os resultados obtidos em regime de carga variável são igualmente semelhantes. A maior diferença reside no menor deslizamento para cargas elevadas apresentado pela ligação de maior fluxo.

No caso A, as curvas de rendimento e fator de potência da ligação normal ($\Delta 1$), encontram-se acima das obtidas para a ligação aos terminais U4,V4,W4 ($\Delta 4$), ao longo de todos os valores de carga. As curvas de potência elétrica, corrente e temperatura para a ligação $\Delta 1$ são inferiores às da $\Delta 4$. A conjugação destes fatores torna este caso menos interessante para a finalidade pretendida.

As únicas vantagens inerentes à utilização deste caso, é o facto do deslizamento do motor para um mesmo valor de binário, na ligação $\Delta 4$, ser inferior ao da ligação $\Delta 1$, o que poderá ser útil para aplicações onde a variação excessiva de velocidade constitua um problema e a relação obtida entre o binário desenvolvido pela ligação, que é cerca de 1.5 vezes superior ao da ligação normal.

O caso C obteve resultados mais favorecedores do que o caso A uma vez que, no ensaio a 226.3V, a curva de rendimento da ligação $\Delta 4$ é superior a partir de 89.1% da carga. No entanto, esta diferença constitui pouca vantagem na implementação do caso, uma vez que, para a ligação $\Delta 4$, a percentagem de utilização da ligação no espectro de carga seria muito baixa ($\approx 10\%$).

Tal como no caso anterior, a principal valência do caso C é a diferença de deslizamento entre as duas ligações e a relação de binário obtida.

Os resultados obtidos para o caso D comprovam que o mesmo oferece melhor desempenho que os casos anteriores, uma vez que a curva de rendimento da ligação Y1 cruza a curva de rendimento da Y3, a cerca de 80% da carga total, o que garantirá um maior rendimento para cargas superiores a esse valor.

Para tal, numa aplicação que ofereça um fator de carga baixo, basta utilizar a ligação $\Delta 1$ nos momentos em que o motor se encontra a trabalhar a uma carga baixa, e no momento em que seja necessário responder a um pico de carga, mudar a ligação para a Y3.

A relação de binário obtida garante ao motor um valor de binário duas vezes superior, quando ligado na Y3, o que permitirá uma resposta mais rápida e efetiva ao aumento de carga do sistema.

No caso E, os resultados obtidos revelam que, tal como na ligação D, é um caso passível de ser utilizado para o tipo de aplicação descrito anteriormente. O espectro de funcionamento

da ligação $\Delta 3$ é de cerca de 20%, o que é bastante razoável, uma vez que irá apenas ser utilizada para colmatar picos de cargas.

A relação de binário de 32.95% significa que o binário produzido pela ligação $\Delta 3$ é aproximadamente 3 vezes superior ao produzido pela ligação normal, para a mesma velocidade, o que tal como descrito anteriormente constitui uma grande vantagem para esta metodologia.

O caso F obteve os resultados mais favorecedores para a sua implementação. Com uma utilização em cerca de 35% da carga total, este caso é uma ótima alternativa à utilização do método estrela-triângulo.

A relação de binário para a mesma velocidade de 28.7% revela um binário para a ligação Y3 cerca de 3.5 vezes superior ao obtido na ligação Y1.

Os dados recolhidos são reveladores da vantagem de utilização deste caso em aplicações de carga variável e velocidade constante, uma vez que garante que o motor, em casos de pico de carga, não seja obrigado a diminuir a sua velocidade ou até parar, podendo manter uma velocidade praticamente constante.

As ligações que têm por base a ligação em estrela (caso D e F), utilizam apenas parte do enrolamento estatórico, o que resulta em menores perdas por efeito de Joule.

Mesmo que, para as ligações de maior fluxo estudadas, a curva de temperatura e corrente tenham um valor superior ao obtido na ligação normal, este aumento de temperatura e corrente é suportável, uma vez que não é expectável o uso das ligações por períodos demasiado longos.

6.4. Ensaio com Rotor Bloqueado

Os ensaios com rotor bloqueado foram efetuados no Instituto de Sistemas e Robótica, e tiveram como finalidade a verificação de alguns parâmetros de funcionamento do motor nestas condições.

Os testes foram executados bloqueando o rotor exteriormente, e aumentando a tensão de alimentação até obter o valor nominal de corrente.

Procedeu-se à obtenção dos valores de corrente de linha, potência elétrica, reativa e aparente, fator de potência e binário (Tabela 6.5).

As relações existentes entre a impedância, o fluxo, o binário e corrente foram também calculados (Tabela 6.6).

Tabela 6.5 - Dados obtidos no ensaio de rotor bloqueado

Casos	U_l (V)	I_l (A)	P_{ele} (W)	Q (var)	S (VA)	λ	T (N.m)
Caso A- Δ 1	103	9,057	669,1	1471	1615	0,4141	1,7
Caso A- Δ 4	87,74	8,972	544,7	1250,4	1363,6	0,3995	0,6
Caso C- Δ 1	92,31	8,903	633	1275	1423	0,4447	1,5
Caso C- Δ 4	67,85	8,959	543	901	1053	0,5154	0,9
Caso D-Y1	148	4,699	510	1091	1205	0,4234	1,3
Caso D-Y3	85,5	4,688	307	62,1	694	0,4425	0,5
Caso E- Δ 1	105,6	9,385	696	1571	1717	0,4051	1,9
Caso E- Δ 3	40,9	9,234	438	247	653	0,6708	0,4
Caso F-Y1	171,2	5,02	571	1375	1488	0,3836	1,6
Caso F-Y2	58	5,155	237	144	518	0,4571	0,4
Estrela	148	4,699	510	1091	1205	0,4234	1,3
Triângulo	92,31	8,903	633	1275	1423	0,4447	1,5

Tabela 6.6 - Relações obtidas entre as impedâncias, o binário e a corrente, nos ensaios com rotor bloqueado

Casos	Z_{rb} (Ω)	Relação Z_{rb}	T_{rb}/I_{rb}
Caso A- Δ 1	11,37	100%	0,19
Caso A- Δ 4	9,78	86,02%	0,07
Caso C- Δ 1	10,37	100%	0,17
Caso C- Δ 4	7,57	73%	0,10
Caso D-Y1	31,50	100%	0,28
Caso D-Y3	18,24	57.90%	0,11
Caso E- Δ 1	11,25	100%	0,20
Caso E- Δ 3	4,43	39.38%	0,04
Caso F-Y1	34,10	100%	0,32
Caso F-Y2	11,25	32.99%	0,08
Estrela	31,50	100%	--
Triângulo	10,37	32.92%	--

Tendo como base a relação de 1/3 entre a impedância da ligação estrela e triângulo, é possível observar que, nos casos E e F, a mesma é praticamente replicada.

Este facto comprova que os casos supramencionados têm um desempenho eletromagnético semelhante ao da ligação estrela-triângulo, tendo a vantagem de apenas necessitar de 2 contactores.

O indicador T_{rb}/I_{rb} , permite perceber que, para uma mesma corrente (nominal), o motor produz maior ou menor binário, consoante a ligação adotada. É de notar que os valores referentes às ligações de menor fluxo são sempre superiores.

6.5. Ensaio em Regime transitório

Os ensaios em regime transitório foram efetuados no Instituto de Sistemas e Robótica, e tiveram como finalidade a análise do desempenho do motor em regime transitório, com e sem a utilização do contactor principal (KT1)¹⁷, de forma a comprovar a viabilidade da utilização das ligações propostas apenas com dois contactores.

Procedeu-se à obtenção das formas de onda da corrente e tensão de linha, a montante dos contactores de seleção de ligação (KT2 e KT3), nos momentos de transição entre ligações, com e sem carga.

Foram analisadas as transições no momento do arranque com a ligação de menor fluxo, na passagem para a ligação de maior fluxo (2ª transição) e por fim o retorno à ligação de menor fluxo (3ª transição).

Para o caso de referência, não foi possível efetuar as transições sem a presença do contactor principal, pelo que, apenas os dados recolhidos com três contactores são apresentados.

Os casos que obtiveram melhor desempenho nos ensaios anteriores, ou seja, os casos onde a base é a alteração do número de espiras por conjunto de bobinas mantendo o mesmo fator de enrolamento, foram analisados nesta secção. De forma a analisar um caso que tenha por base a alteração do fator de enrolamento, foi também analisado o caso A.

Os gráficos apresentados encontram-se convertidos para valores por unidade (pu), de forma a facilitar a sua análise, sendo que os valores de base para cada caso são a tensão nominal e corrente em vazio obtida na ligação de menor fluxo.

Os resultados obtidos são apresentados de seguida.

¹⁷ Esta designação tem como referência a Figura 3.2 (a).

Caso de Referência: Ligações estrela e triângulo, com enrolamento de camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo alimentadas aos terminais U1,V1,W1

Vazio:

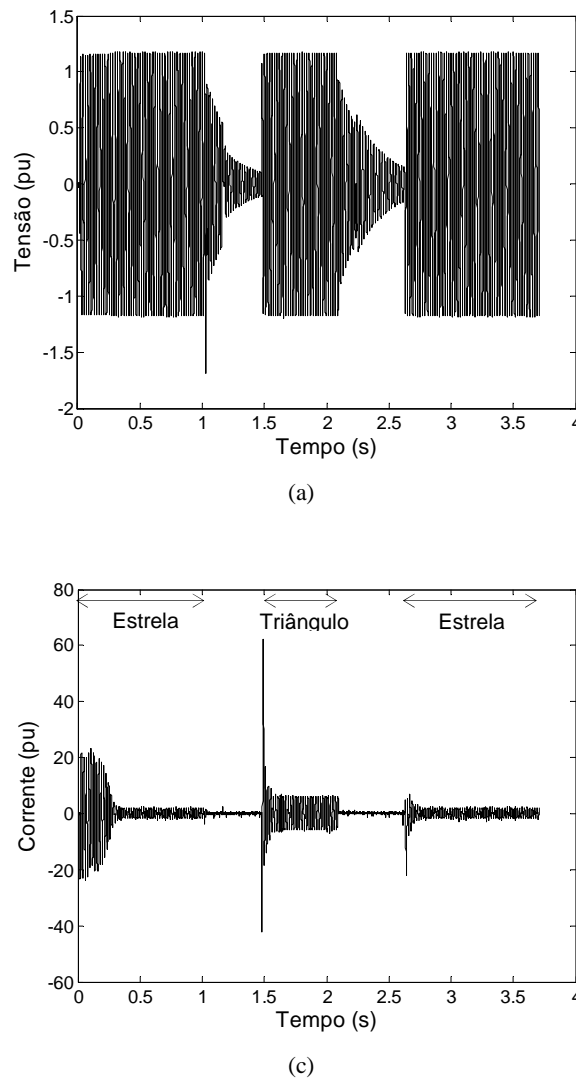
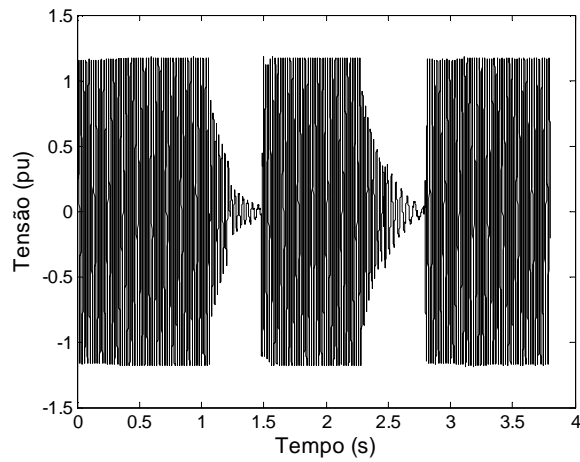


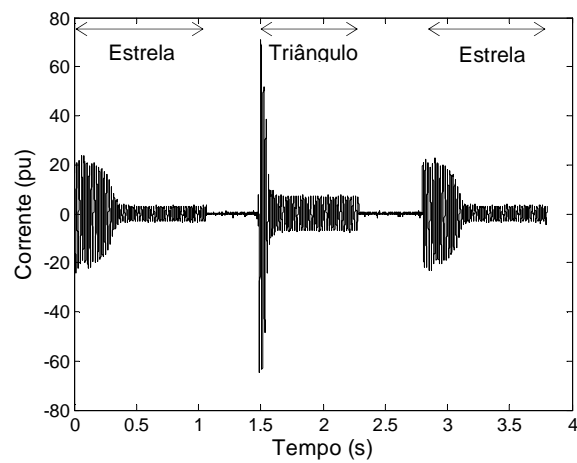
Figura 6.35 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso de referência, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) corrente de linha com KT1 (1pu=400V/1.161A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente, 23.7, 62.4 e 22.3 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente.

Carga de 1000 W:



(a)



(b)

Figura 6.36 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso de referência, a 1000W da (a) tensão de linha com KT1
(b) corrente de linha com KT1 ($1\text{pu}=400\text{V}/1.161\text{A}$)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente 23.9, 71, 23.3 e vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente.

Caso A: Camada dupla, passo completo, três conjuntos em série de dois conjuntos de bobinas em paralelo, em triângulo (Figura 5.1)

Vazio:

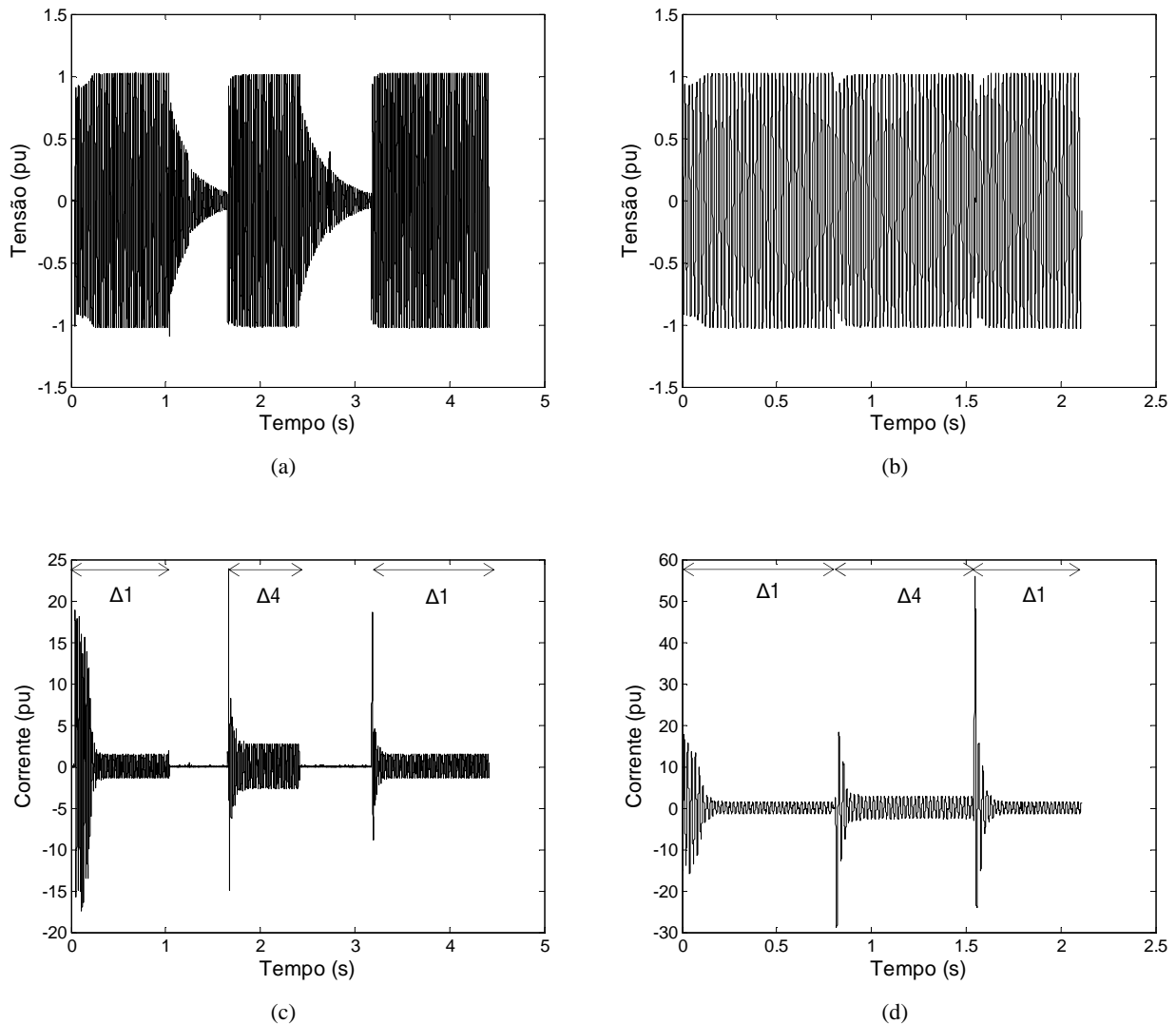


Figura 6.37 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso A, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=350V/3.235A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2^a transição e 3^a transição são, respetivamente, 18.8, 24 e 18.6 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 17.7, 18.2 e 60 vezes superiores.

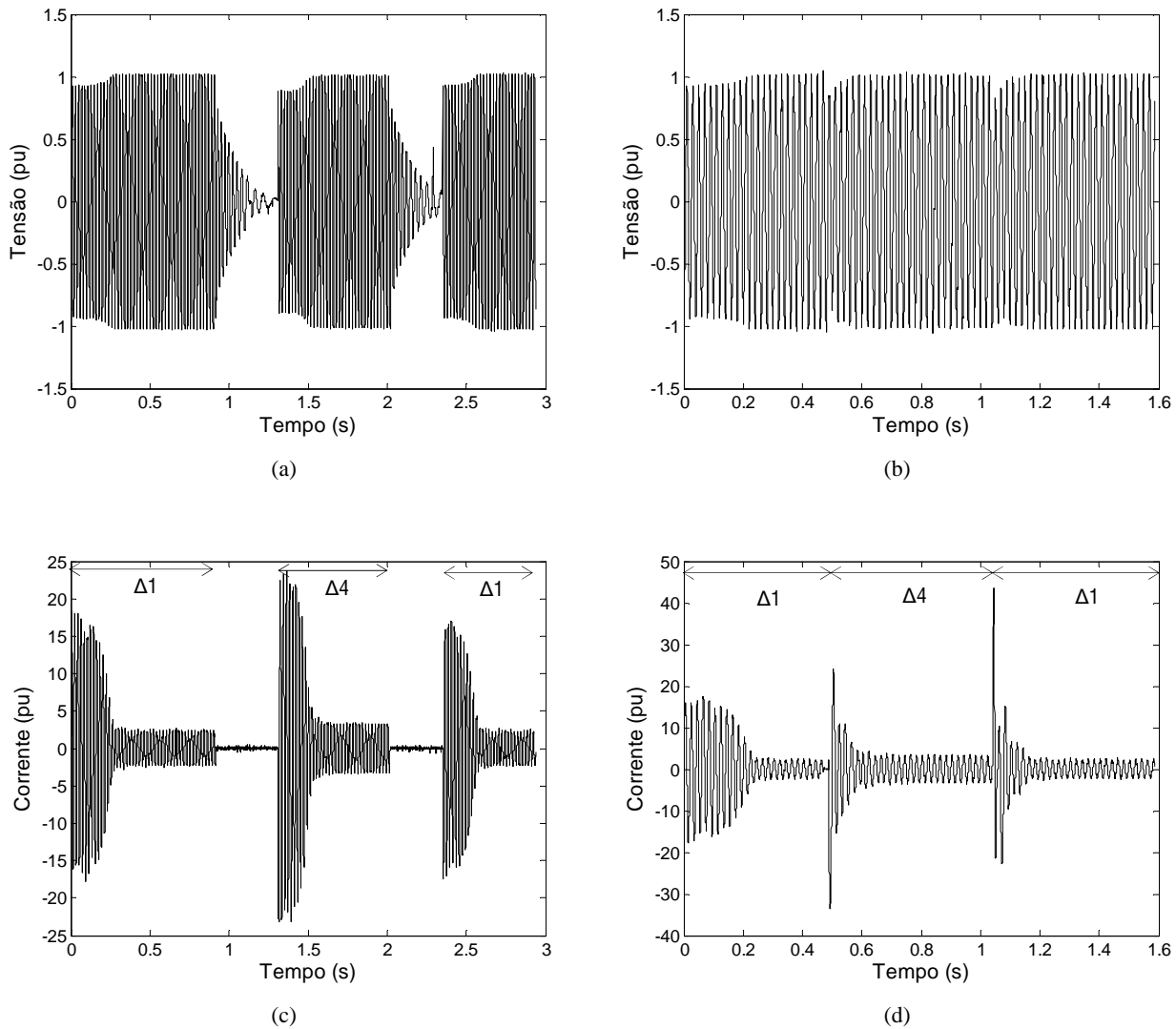
Carga de 1500W

Figura 6.38 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso A, a 1500W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=350V/3.235A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2^a transição e 3^a transição são, respetivamente, 18.4, 23.7 e 17.5 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 17.9, 33.5 e 43.7 vezes superiores.

Caso E: Camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em triângulo (Figura 5.11)

Vazio:

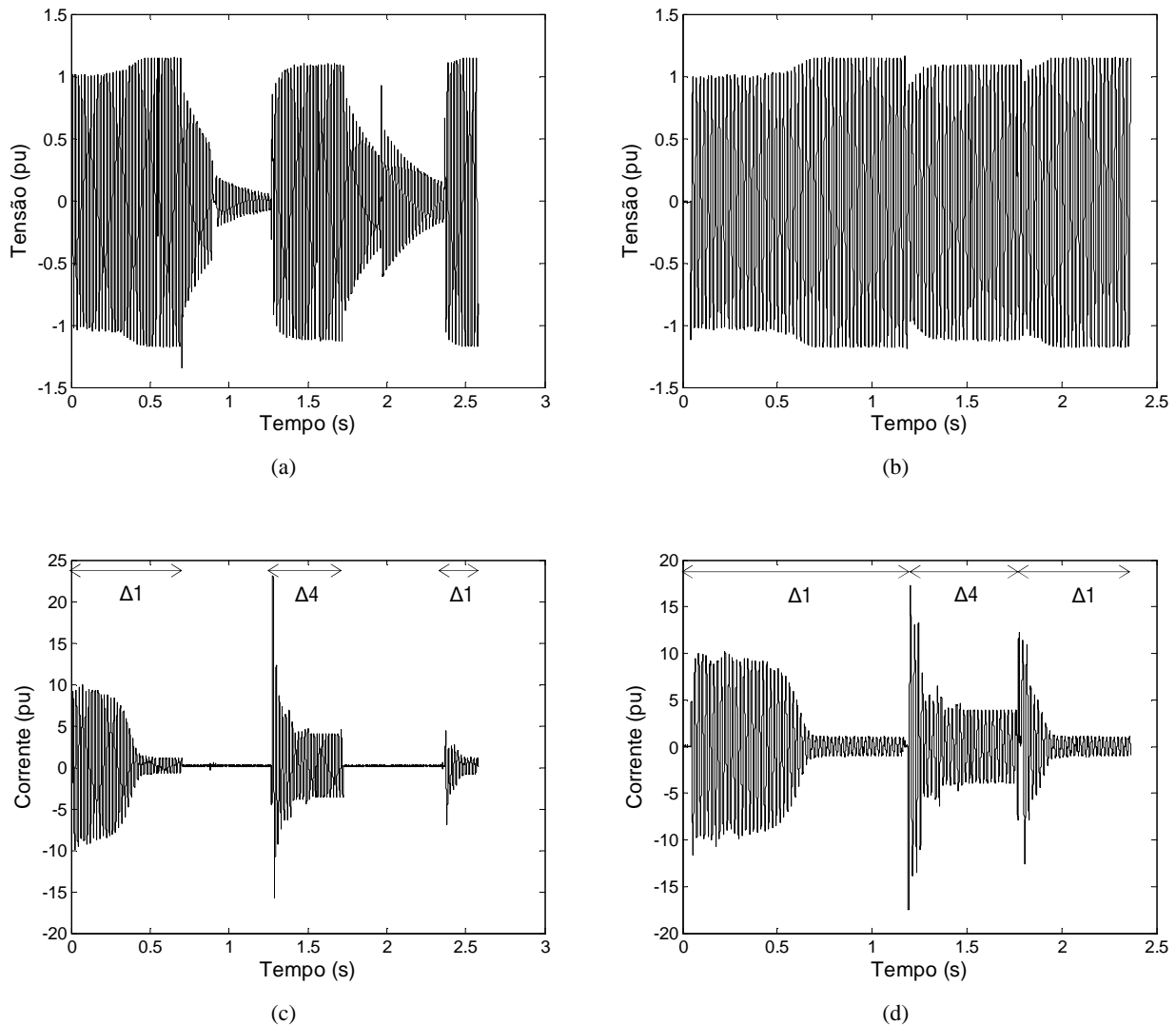


Figura 6.39 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso E, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=200V/2.715A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente, 10, 23 e 7 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 11.6, 17.5 e 12.5 vezes superiores.

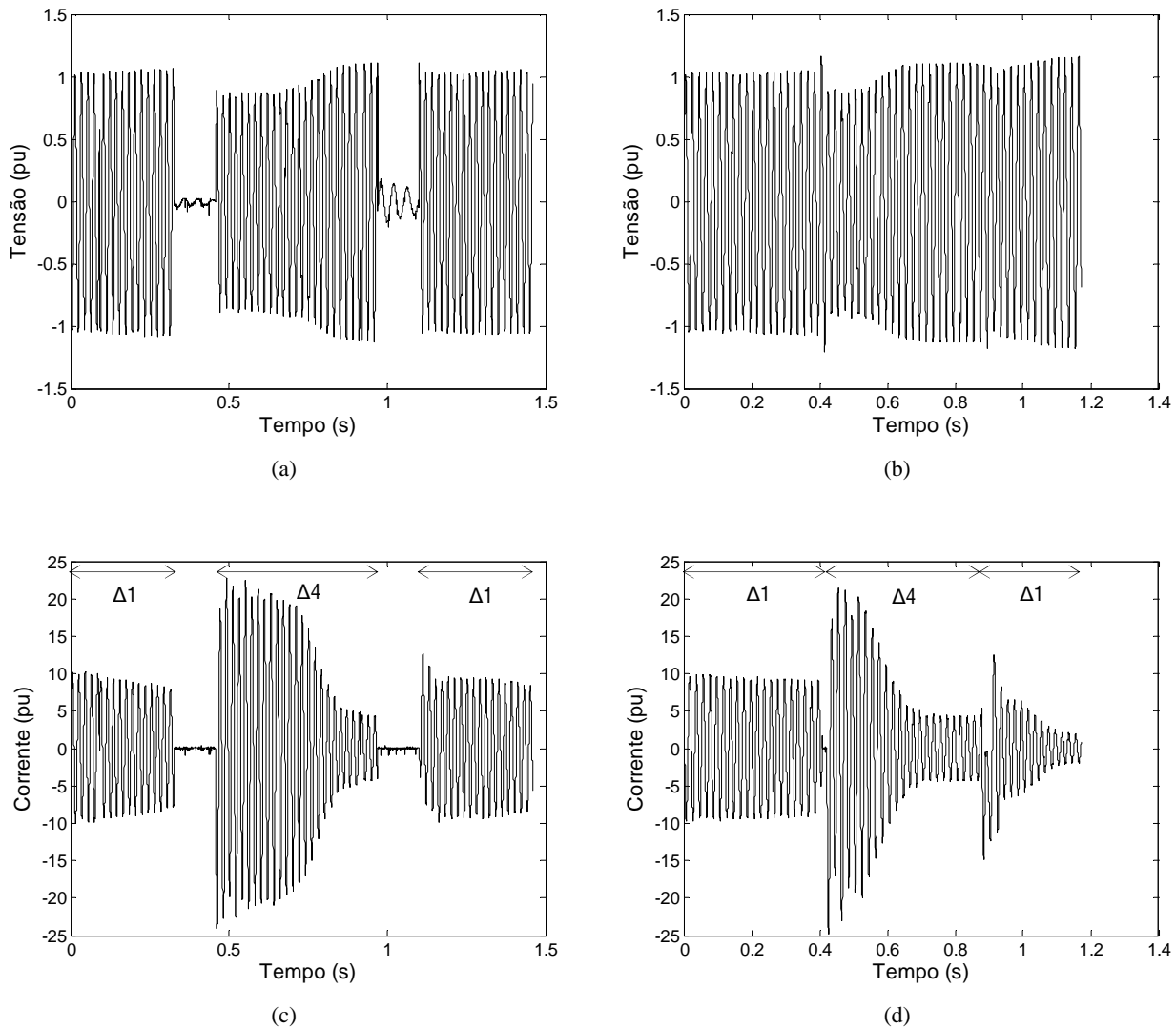
Carga de 750W

Figura 6.40 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso E, a 750W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 ($1\text{pu}=200\text{V}/2.715\text{A}$)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente, 10.3, 24.1 e 12.6 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 9.5, 24.8 e 12.4 vezes superiores.

Caso F: com camada dupla, passo completo, dois conjuntos em série de três bobinas em paralelo, partilhando a mesma ranhura, em estrela (Figura 5.12)

Vazio:

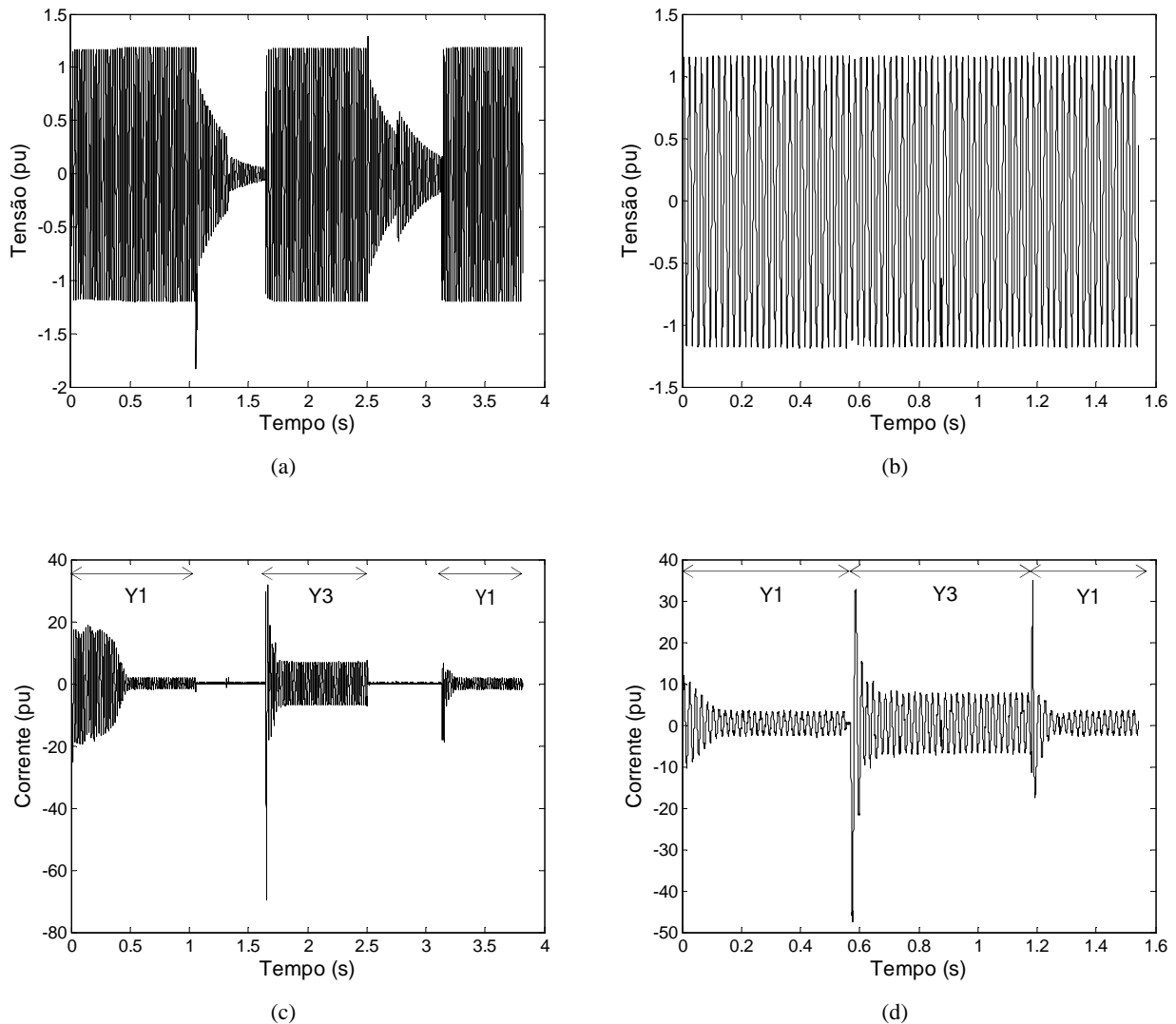


Figura 6.41 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso F, em vazio da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=346.4V/1A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente, 25.3, 70 e 18.7 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 12, 47.5 e 34.9 vezes superiores.

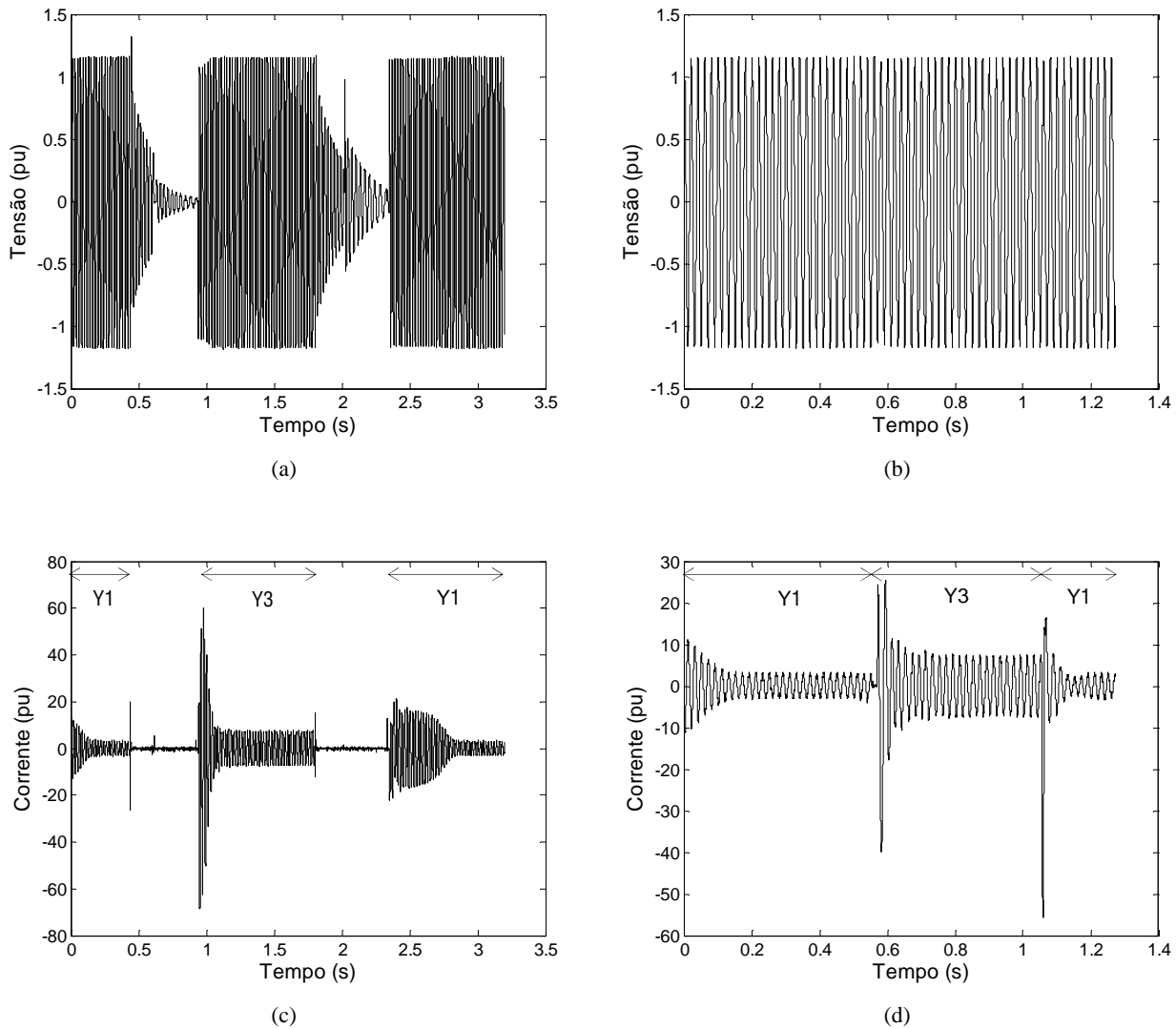
Carga de 750W:

Figura 6.42 - Formas de onda, em regime transitório, para o caso F, a 750 W da (a) tensão de linha com KT1 (b) tensão de linha sem KT1 (c) corrente de linha com KT1 (d) corrente de linha sem KT1 (1pu=346.4V/1A)

No ensaio com três contactores, os valores de pico de corrente obtidos no momento do arranque, na 2ª transição e 3ª transição são, respetivamente, 13, 68.4 e 22.1 vezes superiores à corrente do motor em vazio e regime permanente. No ensaio sem o contactor principal, os valores obtidos são 11.5, 39.8 e 55.6 vezes superiores.

É importante referir que os valores de base da corrente utilizados para obter as relações da tabela seguinte (I_0) não são os nominais e como tal, as relações obtidas não são comparáveis com a relação típica entre corrente de arranque e corrente nominal. Os valores de I_0 dizem respeito ao valor de corrente em vazio da ligação de menor fluxo (Caso A- $\Delta 1$, Caso E- $\Delta 1$, Caso F-Y1 e Estrela) quando alimentada com tensão idêntica à utilizada nos ensaios em regime transitório (350 V, 200 V, 346.4 V e 400 V). O valor base utilizado é idêntico para o ensaio em vazio e em carga de cada um dos casos.

Tabela 6.7 - Resultados obtidos para os valores de corrente máximos, nos ensaios em vazio e carga, em regime transitório

	Casos	U_l (V)	Contactador Principal (KT1)	$I_{m\acute{a}x(arranque)}$	$I_{m\acute{a}x(2^a transi\c{c}\tilde{a}o)}$	$I_{m\acute{a}x(3^a transi\c{c}\tilde{a}o)}$
				I_0	I_0	I_0
Vazio	Caso A	350	Com KT1	18,8	24	18,6
			Sem KT1	17,7	18,2	60
	Caso E	200	Com KT1	10	23	7
			Sem KT1	11,6	17,5	12,5
	Caso F	346,4	Com KT1	25,3	70	18,7
			Sem KT1	12	47,5	34,9
	Caso ref.	400	Com KT1	23,7	62,4	22,3
			Sem KT1	--	--	--
Em carga	Caso A	350	Com KT1	18,4	23,7	17,5
			Sem KT1	17,9	33,5	43,7
	Caso E	200	Com KT1	10,3	24,1	12,6
			Sem KT1	9,5	24,8	12,4
	Caso F	346,4	Com KT1	13	68,4	22,1
			Sem KT1	11,5	39,8	55,6
	Caso ref.	400	Com KT1	23,9	71	23,3
			Sem KT1	--	--	--

Nas figuras seguintes é possível observar a representação dos dados da Tabela 6.7, sobre gráficos de barras, de forma a tornar a sua análise mais simples.

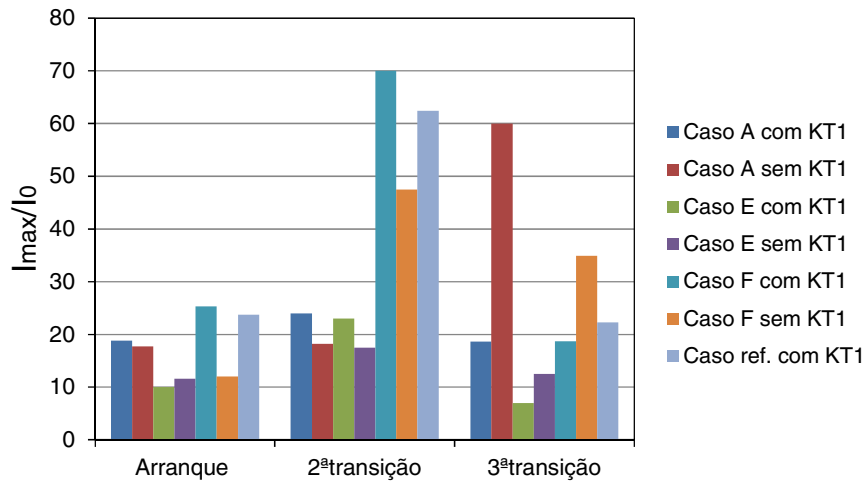


Figura 6.43 - Gráfico de barras representativo das relações obtidas entre o I_{\max} e o I_0 para cada um dos casos, em vazio

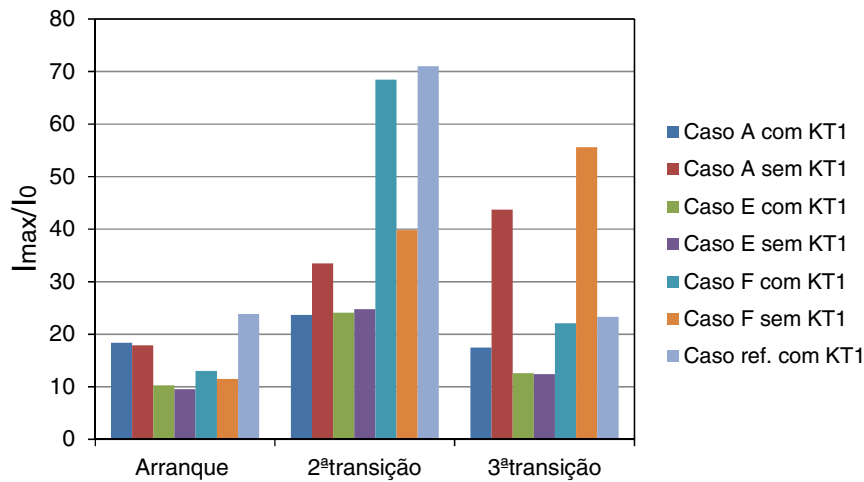


Figura 6.44 - Gráfico de barras representativo das relações obtidas entre o I_{\max} e o I_0 para cada um dos casos, em carga

No momento do arranque, o caso que obteve menores valores de corrente foi o E, que obteve valores inferiores a 12 vezes o valor base, com e sem contactor principal e, com e sem carga. Os restantes casos obtiveram, em média, valores inferiores ao do ensaio de referência, o que constitui uma mais-valia para a utilização das soluções propostas. Comparando no mesmo caso, os ensaios com e sem contactor principal, os valores obtidos sem o KT1 são geralmente mais baixos do que com o KT1.

Tipicamente, no instante da 2ª transição, onde se dá a mudança da ligação de menor para a de maior fluxo, o valor de pico da corrente, para o mesmo caso, é inferior nos ensaios com apenas dois contactores. Os casos que obtiveram melhor desempenho neste instante foram o A e E, que em todos os ensaios obtiveram valores inferiores à relação obtida no caso

de referência. O caso F obteve um pico superior no ensaio com contactor principal em vazio, mas ainda assim, esse valor é bastante semelhante ao do caso de referência.

No instante em que se dá a 3ª transição (da ligação de fluxo superior para a de inferior), os valores de pico obtidos para os ensaios com dois contactores foram na sua maioria superiores aos obtidos quando utilizados três contactores. Comparando os dados obtidos nos ensaios efetuados aos casos propostos com apenas dois contactores e os dados obtidos para o caso de referência, o caso E, foi o único que nesta transição, obteve valores inferiores. Ainda assim os restantes resultados são perfeitamente suportáveis, não constituindo qualquer problema para o funcionamento do motor.

Pelo facto de os casos propostos terem obtido na maioria dos ensaios, transições mais suaves e rápidas com apenas 2 contactores, do ponto de vista da sua utilização, tornam-se hipóteses mais viáveis que o convencional método estrela-triângulo.

Nos ensaios sem o contactor principal, a duração das transições é mais reduzida, demorando na maioria dos casos metade do tempo das transições com três contactores.

7. CONCLUSÃO

7.1. Síntese do Trabalho

Inicialmente, com a análise e simulação dos casos de estudo chegou-se à conclusão de que a relação entre as ligações $\Delta 1$ e $\Delta 3$ nos casos A, C e E, bem como Y1 e Y3 no caso F, seriam as ligações que melhor replicariam o desempenho da ligação estrela-triângulo. Por outro lado, as relações obtidas entre os fluxos de magnetização das ligações $\Delta 1$ e $\Delta 4$ para o caso A e C e, Y1 e Y3 para os casos B e D, foram menos interessantes para a finalidade pretendida.

Mesmo que as relações obtidas teoricamente para algumas ligações não tenham sido as mais favoráveis para a sua implementação, nos ensaios em vazio, todos os casos estudados foram ensaiados.

Com a execução dos ensaios em vazio foi possível, empiricamente, perceber se as relações obtidas analiticamente estariam corretas. Para tal, foram implementados os enrolamentos propostos em cada caso e consequentes ligações. Os resultados obtidos não foram os mais favoráveis para os casos que têm por base a alteração do fator de enrolamento, uma vez que, quando alimentado aos terminais U3,V3,W3, nos casos A e C, o motor arrancou de forma deficiente, ficando “preso” a 1/7 da sua velocidade de sincronismo (≈ 217 rpm). Desta forma, as ligações mais promissoras desta categoria acabaram por ser inconclusivas quanto à sua viabilidade, uma vez que, caso fossem ensaiadas num motor com o enrolamento proposto e adaptado para o efeito poderiam ter tido o desempenho esperado. Os casos que têm por base a ligação estrela, obtiveram relações de fluxo muito próximas das estimadas e, como tal, poderão ser utilizados em aplicações onde é necessário maior binário de arranque.

As relações obtidas entre o fluxo produzido das ligações de maior e menor fluxo, para casos E e F, foram coincidentes com as calculadas, obtendo um erro absoluto de 1.68% no caso E e 0.28% no caso F, e uma baixa percentagem de distorção harmónica espacial.

No estudo do desempenho de cada ligação em regime de carga variável, os resultados obtidos foram novamente divergentes. Dos casos que têm por base a alteração do fator de enrolamento, apenas o caso D obteve uma curva de rendimento interessante para a finalidade proposta, uma vez que as curvas de rendimento se cruzam a cerca de 80% da carga total, o

que garantirá que, quando ligado aos terminais U3,V3,W3, tenha maior rendimento para cargas superiores a esse valor.

As ligações dos casos E e F obtiveram curvas de rendimento e uma relação binário velocidade bastante interessante, na medida em que o espectro de utilização das ligações de alto fluxo para ambos é o desejável para o tipo de aplicações enquadráveis neste trabalho.

As ligações que têm por base o esquema de ligações estrela, quando ligadas aos terminais U3,V3,W3, utilizam apenas parte do enrolamento total disponível, o que resultará em menores perdas por efeito de Joule.

As maiores valências do ajuste de fluxo em situações de carga variável são a possibilidade de aumentar o rendimento do motor para cargas perto da nominal e, o menor deslizamento, derivado da capacidade do motor de produzir maior binário para a mesma velocidade no caso da ligação de maior fluxo, o que permitirá ao motor responder a um aumento repentino de carga sem ter quebras no seu funcionamento. O ajuste de fluxo descrito poderá ser levado a cabo por um sistema de gestão que estime a potência mecânica desenvolvida pelo motor e selecione a ligação que melhor se adequa à mesma, de forma a melhorar o rendimento e funcionamento do motor em aplicações de carga variável.

Com os ensaios em regime de carga variável foi ainda possível estimar a relação de fluxo, anteriormente calculada, simulada e ensaiada, de forma a perceber se seriam coincidentes. Os valores obtidos são praticamente idênticos aos obtidos nos ensaios em vazio, o que comprova a veracidade dos mesmos.

Nos ensaios com rotor bloqueado foi possível perceber se a relação existente entre a impedância obtida para cada nível de fluxo se assemelhava aos obtidos no caso de referência, comprovando-se a veracidade dos dados obtidos nos ensaios e simulações anteriores.

Em regime transitório, os casos estudados obtiveram valores de corrente francamente suportáveis, aquando da utilização de apenas dois contactores sendo que, na maioria das transições, os seus valores de pico, em comparação com os ensaios de três contactores, foram menores. Os valores obtidos atestam a capacidade de utilizar a metodologia proposta apenas com dois contactores, o que reduzirá em cerca de 1/3 o valor total do sistema de ajuste de fluxo. Com base nos dados recolhidos, todos os casos estudados se adequam ao arranque de um motor de indução, uma vez que apresentam valores de corrente semelhantes ou inferiores ao do arranque estrela-triângulo. O caso E, é do ponto de vista transitório, o que oferece melhores indicadores para ser utilizado na metodologia de ajuste de fluxo em regime de carga variável, com apenas dois contactores.

7.2. Considerações Finais e Trabalhos Futuros

As soluções apresentadas representam uma ótima alternativa ao método estrela-triângulo, pelo facto de serem mais interessantes em termos económicos e oferecerem um desempenho idêntico.

Em regime de carga variável, a metodologia proposta pode ser utilizada de forma a melhorar o rendimento e a resposta a picos de carga. Como exemplo de aplicações que poderão ganhar com esta solução, refiram-se as passadeiras, misturadores e prensas que, tipicamente, operam na maioria do tempo com uma carga baixa, mas que em pequenos períodos necessitam de responder rapidamente e de forma efetiva a picos de carga.

As soluções propostas são fáceis de implementar, bastando apenas o motor ter 6 terminais de ligação acessíveis. Caso seja necessário, o utilizador pode escolher mais níveis de fluxo, necessitando apenas de três terminais acessíveis por cada nível utilizado.

Quanto à transição entre ligações, os ensaios em regime transitório foram esclarecedores, uma vez que os picos de corrente obtidos, quando utilizados apenas dois contactores são na sua maioria inferiores aos obtidos no caso de referência.

A poupança associada à remoção de um contactor do sistema de alteração de ligação poderá resultar numa redução de cerca de 1/3 do custo total, bem como da diminuição do tempo de transição. Dando um exemplo prático, para uma unidade fabril que tenha 50 motores, cada um com um sistema de arranque estrela-triângulo e com um preço médio por unidade de 400€¹⁸, com a implementação da solução proposta iria poupar cerca de 6500€.

São evidentes as vantagens que a solução proposta oferece aos utilizados, uma vez que torna o sistema mais económico e diminui a sua necessidade de manutenção.

Trabalhos futuros poderão consistir na análise do desempenho das ligações propostas num motor fabricado com os enrolamentos propostos, de forma a suprimir algumas dúvidas inerentes às limitações do sistema utilizado neste trabalho.

A implementação de um sistema de gestão que permita a escolha da ligação que melhor rendimento ofereça ao motor poderá ser também implementada em trabalhos futuros.

¹⁸ O valor representado é apenas uma estimativa calculada com base nos artigos disponíveis no catálogo da loja Premier Farnell.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

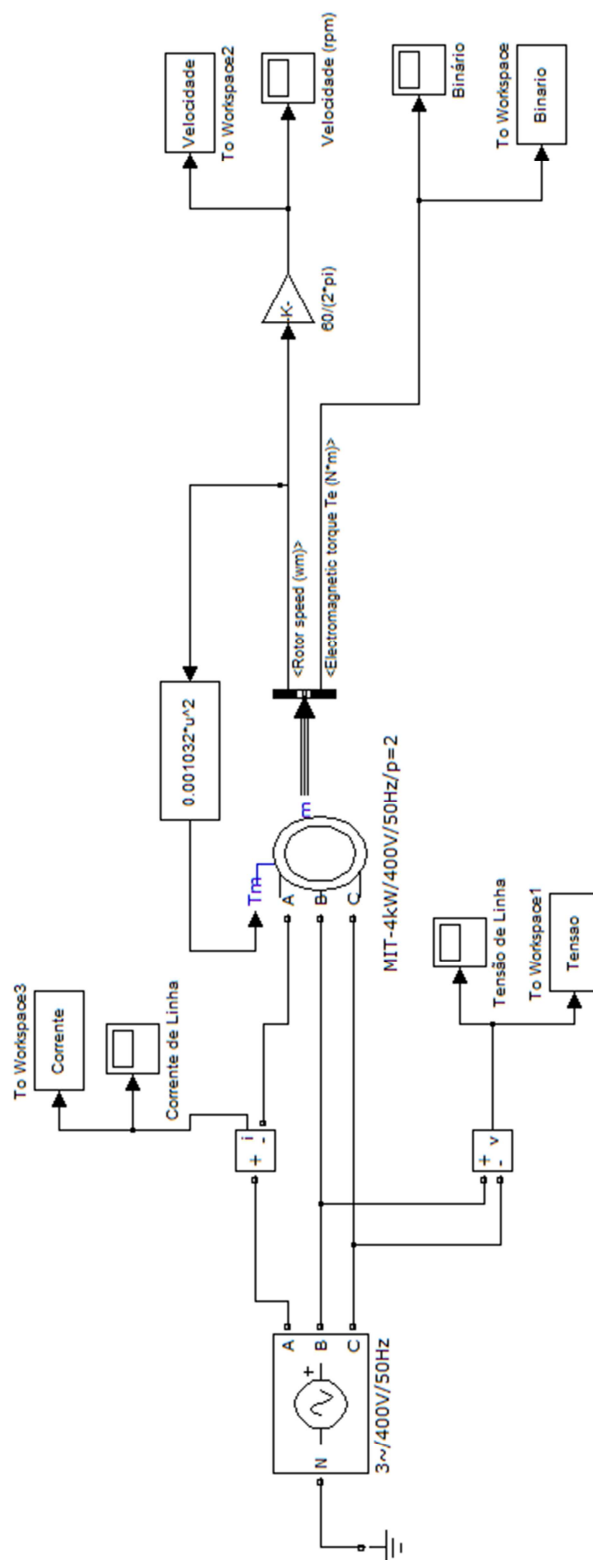
- [1] Waide, P.; Brunner, C.U.: "Energy-Efficiency Policy Opportunities for Electric Motor-Driven Systems", International Energy Agency, 2011
- [2] de Almeida, A.T.; Ferreira, F.J.T.E.; Fonseca, P.: "Improving the Penetration of Energy-Efficient Motors and Drives", ISR-UC, prepared for European Union, 2008
- [3] Beaty, H.W.; Kirtley, J.: "Electric Motor Handbook", 1st ed., McGraw-Hill, 1998
- [4] de Almeida, A.T.; Bertoldi, P.; Leonhard, W.: "Energy Efficiency Improvements in Electric Motors and Drives", Springer, 1997
- [5] Falcone, A.G.: "Motores de Indução: Manutenção e Instalação", LVBA Comunicação, 1995
- [6] Ong, C.M.: "Dynamic Simulation of Electric Machinery", Prentice Hall, 1997
- [7] Pillay, K.; Nour, M. , *et al.*: "Assessment and Comparison of Conventional Motor Starters and Modern Power Electronic Drives for Induction Motor Starting Characteristics", IEEE Symposium on Industrial Electronics & Applications, Oct 2009, vol. 2, pp. 584-589
- [8] de Almeida, A.T.; Ferreira, F.J.T.E. , *et al.*: "VSDs for Electric Motor Systems", ISR-UC, prepared for European Union, 2001
- [9] Ferreira, F.J.T.E.; de Almeida, A.T.: "Novel Multiflux Level, Three-Phase, Squirrel-Cage Induction Motor for Efficiency and Power Factor Maximization", IEEE Transactions on Energy Conversion, Mar 2008, vol. 23, n. 1, pp. 101-109
- [10] Ferreira, F.J.T.E.; de Almeida, A.T.: "Method for in-field evaluation of the stator winding connection of three-phase induction motors to maximize efficiency and power factor", IEEE Transactions on Energy Conversion, Jun 2006, vol. 21, n. 2, pp. 370-379
- [11] Cistelean, M.V.; Cosan, H.B.; Popescu, M.: "Part-Winding Starting Improvement of Three-Phase Squirrel-Cage Induction Motor", Electromotion 2009- EPE Chapter 'Electric Drives' Joint Symposium, Jul 2009, pp. 1-6

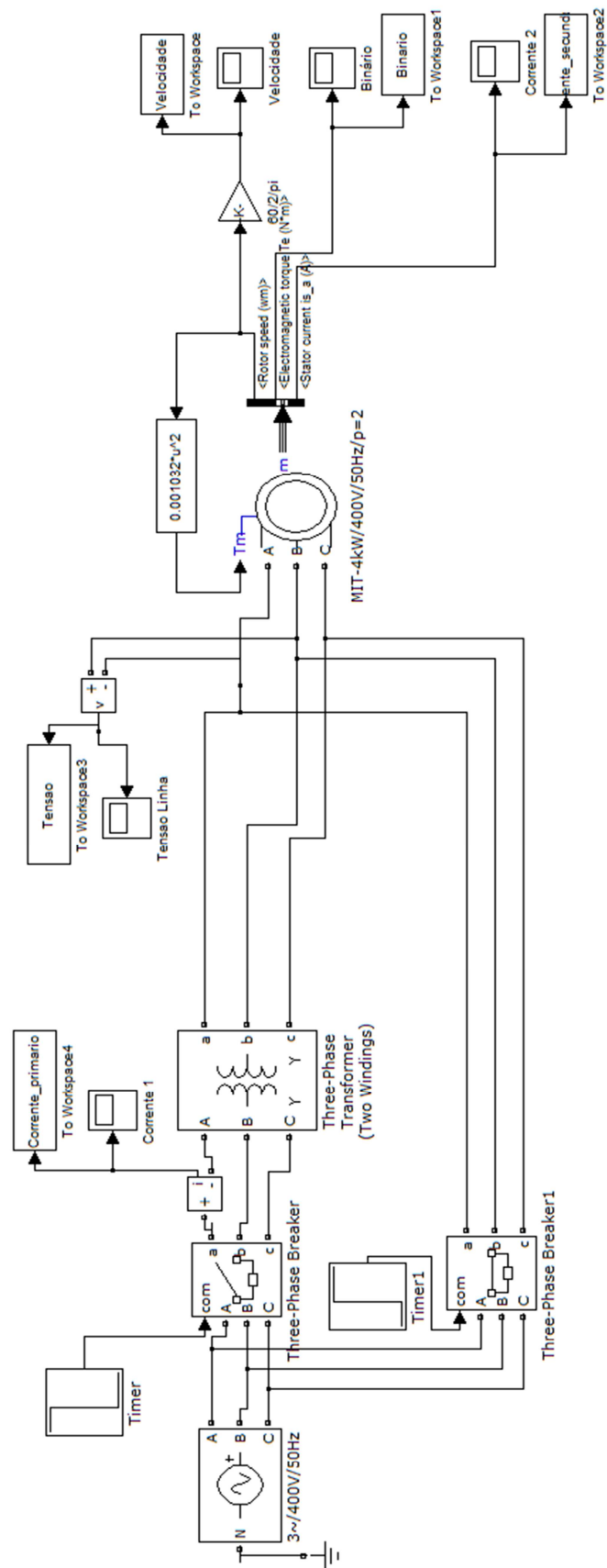
- [12] Cistelecan, M.V.; Ferreira, F.J.T.E.; Popescu, M.: "Adjustable Flux Three-Phase AC Machines With Combined Multiple-Step Star-Delta Winding Connections", IEEE Transactions on Energy Conversion, Jun 2010, vol. 25, n. 2, pp. 348-355
- [13] Stermecki, A.; Ticar, I. , *et al.*: "FEM-based design of an induction motor's part winding to reduce the starting current", IEEE Transactions on Magnetics, Abr 2006, vol. 42, n. 4, pp. 1299-1302
- [14] Alger, P.L.: "Performance Calculations for Part-Winding Starting of 3-Phase Motors", Power Apparatus and Systems, Jan 1956, vol. 75, n. 3, pp. 1535-1543
- [15] Ghosh, S.-K.: "Drive arrangement with a three phase motor", US Patent 4772842 A, 1988
- [16] Ghosh, S.-K.: "Sectional motor starting winding circuit for three-phase motors", US Patent 4417192 A, 1983
- [17] Uuskoski, K.: "Procedure for reducing the starting current of a squirrel-cage motor, and a squirrel-cage motor unit designed for implementing the procedure", US Patent 5451854 A, 1995
- [18] Ulrich Kaumann, E.L.: "Electrical machine with part-winding circuit", US Patent 7482903 B2, 2009
- [19] Gjota, R.: "Winding arrangement of a stator and/or rotor of a three phase", US Patent 4710661 A, 1987
- [20] Hindmarsh, J.: "Electrical Machines and their Applications", 3rd ed., Pergamon, P., Ed., 1977
- [21] Chapman, S.J.: "Electric Machinery Fundamentals", 5th ed., McGraw-Hill
- [22] Fitzgerald, A.E.; Kingsley, C.; D.Umans, S.: "Electric Machinery", 6th ed., Mc Graw Hill, 2003
- [23] Boldea, I.; Nasar, S.A.: "The Induction Machine Handbook", CRC PRESS, 2002
- [24] Beaty, H.W.; Kirtley, J.L.: "Electric Motor Handbook", 1st ed., McGraw Hill
- [25] Rockwell Automation: "Wye-Delta and Solid State Starter Application Guide", 2004

- [26] Ministério da Economia e da Inovação: "Regras técnicas das instalações eléctricas", Diário da República, 1.^a série - N.º 175, Portaria n.º 949-A/2006, 11/Set/2006
- [27] Ferreira, F.J.T.E.; Cistelecan, M.V.; de Almeida, A.T.: "Tapped Winding for flux Adjustment in Three-Phase Induction Motors", IEEE Transactions on Energy Conversion, accepted in 2013 (to be published)
- [28] Solveson, M.G.; Mirafzal, B.; Demerdash, N.A.O.: "Soft-Started Induction Motor Modeling and Heating Issues for Different Starting Profiles Using a Flux Linkage ABC Frame of Reference", IEEE Transactions on Industry Applications, Oct 2004, vol. 1
- [29] Melcescu, L.M.; Cistelecan, M.V. , *et al.*: "A New 4/6 Pole-Changing Double Layer Winding for Three Phase Electrical Machines", XIX International Conference on Electrical Machines (ICEM 2010), Sep 2010, pp. 1-6
- [30] Ministério da Economia e da Inovação: "Regras Técnicas das Instalações Eléctricas de Baixa Tensão", Diário da República, 1.^a série — N.º 175, 2006, vol. 175
- [31] Dale, M.E.; Sullivan, C.R.: "Comparison of Single-Layer and Multi-Layer Windings with Physical Constraints or Strong Harmonics", IEEE International Symposium on Industrial Electronics, Jul 2006, vol. 2, pp. 1467-1473
- [32] Yaskawa Electric America: "Induction Motor Speed Torque Characteristics", 2006


ANEXOS

ANEXO I – Modelos de Simulink utilizados nas simulações






ANEXO II - Datasheet do MIT de 3kW

		No.:																																																				
		Date: 05-JUL-2013																																																				
DATA SHEET Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor																																																						
Customer : Product line : W22 - Cast Iron Frame - High Efficiency - IE2																																																						
<table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr><td style="width: 30%;">Frame</td><td>: 100L</td></tr> <tr><td>Output</td><td>: 3 kW</td></tr> <tr><td>Frequency</td><td>: 50 Hz</td></tr> <tr><td>Poles</td><td>: 4</td></tr> <tr><td>Full load speed</td><td>: 1420</td></tr> <tr><td>Slip</td><td>: 5.33 %</td></tr> <tr><td>Voltage</td><td>: 400/690 V</td></tr> <tr><td>Rated current</td><td>: 6.17/3.58 A</td></tr> <tr><td>Locked rotor current</td><td>: 40.1/23.2 A</td></tr> <tr><td>Locked rotor current (I_L/I_n)</td><td>: 6.5</td></tr> <tr><td>No-load current</td><td>: 3.20/1.86 A</td></tr> <tr><td>Full load torque</td><td>: 20.2 Nm</td></tr> <tr><td>Locked rotor torque</td><td>: 320 %</td></tr> <tr><td>Breakdown torque</td><td>: 330 %</td></tr> <tr><td>Design</td><td>: N</td></tr> <tr><td>Insulation class</td><td>: F</td></tr> <tr><td>Temperature rise</td><td>: 80 K</td></tr> <tr><td>Locked rotor time</td><td>: 14 s (hot)</td></tr> <tr><td>Service factor</td><td>: 1.00</td></tr> <tr><td>Duty cycle</td><td>: S1</td></tr> <tr><td>Ambient temperature</td><td>: -20°C - +40°C</td></tr> <tr><td>Altitude</td><td>: 1000</td></tr> <tr><td>Degree of Protection</td><td>: IP55</td></tr> <tr><td>Approximate weight</td><td>: 34 kg</td></tr> <tr><td>Moment of inertia</td><td>: 0.00972 kgm²</td></tr> <tr><td>Noise level</td><td>: 53 dB(A)</td></tr> </table>			Frame	: 100L	Output	: 3 kW	Frequency	: 50 Hz	Poles	: 4	Full load speed	: 1420	Slip	: 5.33 %	Voltage	: 400/690 V	Rated current	: 6.17/3.58 A	Locked rotor current	: 40.1/23.2 A	Locked rotor current (I _L /I _n)	: 6.5	No-load current	: 3.20/1.86 A	Full load torque	: 20.2 Nm	Locked rotor torque	: 320 %	Breakdown torque	: 330 %	Design	: N	Insulation class	: F	Temperature rise	: 80 K	Locked rotor time	: 14 s (hot)	Service factor	: 1.00	Duty cycle	: S1	Ambient temperature	: -20°C - +40°C	Altitude	: 1000	Degree of Protection	: IP55	Approximate weight	: 34 kg	Moment of inertia	: 0.00972 kgm ²	Noise level	: 53 dB(A)
Frame	: 100L																																																					
Output	: 3 kW																																																					
Frequency	: 50 Hz																																																					
Poles	: 4																																																					
Full load speed	: 1420																																																					
Slip	: 5.33 %																																																					
Voltage	: 400/690 V																																																					
Rated current	: 6.17/3.58 A																																																					
Locked rotor current	: 40.1/23.2 A																																																					
Locked rotor current (I _L /I _n)	: 6.5																																																					
No-load current	: 3.20/1.86 A																																																					
Full load torque	: 20.2 Nm																																																					
Locked rotor torque	: 320 %																																																					
Breakdown torque	: 330 %																																																					
Design	: N																																																					
Insulation class	: F																																																					
Temperature rise	: 80 K																																																					
Locked rotor time	: 14 s (hot)																																																					
Service factor	: 1.00																																																					
Duty cycle	: S1																																																					
Ambient temperature	: -20°C - +40°C																																																					
Altitude	: 1000																																																					
Degree of Protection	: IP55																																																					
Approximate weight	: 34 kg																																																					
Moment of inertia	: 0.00972 kgm ²																																																					
Noise level	: 53 dB(A)																																																					
<table style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 30%;"></td> <td style="width: 10%;">D.E.</td> <td style="width: 10%;">N.D.E.</td> <td style="width: 10%;"></td> <td style="width: 10%;">Load</td> <td style="width: 10%;">Power factor</td> <td style="width: 10%;">Efficiency (%)</td> </tr> <tr> <td>Bearings</td> <td>6206 ZZ</td> <td>6205 ZZ</td> <td></td> <td>100%</td> <td>0.82</td> <td>85.6</td> </tr> <tr> <td>Regreasing interval</td> <td>---</td> <td>---</td> <td></td> <td>75%</td> <td>0.75</td> <td>85.6</td> </tr> <tr> <td>Grease amount</td> <td>---</td> <td>---</td> <td></td> <td>50%</td> <td>0.63</td> <td>85.0</td> </tr> </table>				D.E.	N.D.E.		Load	Power factor	Efficiency (%)	Bearings	6206 ZZ	6205 ZZ		100%	0.82	85.6	Regreasing interval	---	---		75%	0.75	85.6	Grease amount	---	---		50%	0.63	85.0																								
	D.E.	N.D.E.		Load	Power factor	Efficiency (%)																																																
Bearings	6206 ZZ	6205 ZZ		100%	0.82	85.6																																																
Regreasing interval	---	---		75%	0.75	85.6																																																
Grease amount	---	---		50%	0.63	85.0																																																
Notes:																																																						
Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.																																																						
Performed by		Checked																																																				

ANEXO III – Datasheet do MIT de 4kW

		No.: Date: 29-MAY-2013																																																				
DATA SHEET Three-phase induction motor - Squirrel cage rotor																																																						
Customer : Product line : W22 - Cast Iron Frame - Premium Efficiency - IE3																																																						
<table style="width: 100%; border: none;"> <tr><td style="width: 35%;">Frame</td><td>: 112M</td></tr> <tr><td>Output</td><td>: 4 kW</td></tr> <tr><td>Frequency</td><td>: 50 Hz</td></tr> <tr><td>Poles</td><td>: 4</td></tr> <tr><td>Full load speed</td><td>: 1450</td></tr> <tr><td>Slip</td><td>: 3.33 %</td></tr> <tr><td>Voltage</td><td>: 400/690 V</td></tr> <tr><td>Rated current</td><td>: 8.00/4.64 A</td></tr> <tr><td>Locked rotor current</td><td>: 56.0/32.5 A</td></tr> <tr><td>Locked rotor current (I_L/I_n)</td><td>: 7.0</td></tr> <tr><td>No-load current</td><td>: 4.00/2.32 A</td></tr> <tr><td>Full load torque</td><td>: 26.4 Nm</td></tr> <tr><td>Locked rotor torque</td><td>: 230 %</td></tr> <tr><td>Breakdown torque</td><td>: 310 %</td></tr> <tr><td>Design</td><td>: N</td></tr> <tr><td>Insulation class</td><td>: F</td></tr> <tr><td>Temperature rise</td><td>: 80 K</td></tr> <tr><td>Locked rotor time</td><td>: 15 s (hot)</td></tr> <tr><td>Service factor</td><td>: 1.00</td></tr> <tr><td>Duty cycle</td><td>: S1</td></tr> <tr><td>Ambient temperature</td><td>: -20°C - +40°C</td></tr> <tr><td>Altitude</td><td>: 1000</td></tr> <tr><td>Degree of Protection</td><td>: IP55</td></tr> <tr><td>Approximate weight</td><td>: 44 kg</td></tr> <tr><td>Moment of inertia</td><td>: 0.01817 kgm²</td></tr> <tr><td>Noise level</td><td>: 56 dB(A)</td></tr> </table>			Frame	: 112M	Output	: 4 kW	Frequency	: 50 Hz	Poles	: 4	Full load speed	: 1450	Slip	: 3.33 %	Voltage	: 400/690 V	Rated current	: 8.00/4.64 A	Locked rotor current	: 56.0/32.5 A	Locked rotor current (I _L /I _n)	: 7.0	No-load current	: 4.00/2.32 A	Full load torque	: 26.4 Nm	Locked rotor torque	: 230 %	Breakdown torque	: 310 %	Design	: N	Insulation class	: F	Temperature rise	: 80 K	Locked rotor time	: 15 s (hot)	Service factor	: 1.00	Duty cycle	: S1	Ambient temperature	: -20°C - +40°C	Altitude	: 1000	Degree of Protection	: IP55	Approximate weight	: 44 kg	Moment of inertia	: 0.01817 kgm ²	Noise level	: 56 dB(A)
Frame	: 112M																																																					
Output	: 4 kW																																																					
Frequency	: 50 Hz																																																					
Poles	: 4																																																					
Full load speed	: 1450																																																					
Slip	: 3.33 %																																																					
Voltage	: 400/690 V																																																					
Rated current	: 8.00/4.64 A																																																					
Locked rotor current	: 56.0/32.5 A																																																					
Locked rotor current (I _L /I _n)	: 7.0																																																					
No-load current	: 4.00/2.32 A																																																					
Full load torque	: 26.4 Nm																																																					
Locked rotor torque	: 230 %																																																					
Breakdown torque	: 310 %																																																					
Design	: N																																																					
Insulation class	: F																																																					
Temperature rise	: 80 K																																																					
Locked rotor time	: 15 s (hot)																																																					
Service factor	: 1.00																																																					
Duty cycle	: S1																																																					
Ambient temperature	: -20°C - +40°C																																																					
Altitude	: 1000																																																					
Degree of Protection	: IP55																																																					
Approximate weight	: 44 kg																																																					
Moment of inertia	: 0.01817 kgm ²																																																					
Noise level	: 56 dB(A)																																																					
<table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 30%;"></td> <td style="width: 15%;">D.E.</td> <td style="width: 15%;">N.D.E.</td> <td style="width: 15%;"></td> <td style="width: 15%;">Load</td> <td style="width: 15%;">Power factor</td> <td style="width: 15%;">Efficiency (%)</td> </tr> <tr> <td>Bearings</td> <td>6207 ZZ</td> <td>6206 ZZ</td> <td></td> <td>100%</td> <td>0.81</td> <td>89.1</td> </tr> <tr> <td>Regreasing interval</td> <td>---</td> <td>---</td> <td></td> <td>75%</td> <td>0.74</td> <td>89.1</td> </tr> <tr> <td>Grease amount</td> <td>---</td> <td>---</td> <td></td> <td>50%</td> <td>0.62</td> <td>88.7</td> </tr> </table>				D.E.	N.D.E.		Load	Power factor	Efficiency (%)	Bearings	6207 ZZ	6206 ZZ		100%	0.81	89.1	Regreasing interval	---	---		75%	0.74	89.1	Grease amount	---	---		50%	0.62	88.7																								
	D.E.	N.D.E.		Load	Power factor	Efficiency (%)																																																
Bearings	6207 ZZ	6206 ZZ		100%	0.81	89.1																																																
Regreasing interval	---	---		75%	0.74	89.1																																																
Grease amount	---	---		50%	0.62	88.7																																																
Notes:																																																						
Efficiencies according to the indirect method of IEC 60034-2-1:2007 with stray load losses determined from measurement.																																																						
Performed by		Checked																																																				

ANEXO IV - Esquema da plataforma utilizada

